

TECHNICKÁ UNIVERZITA V LIBERCI

FAKULTA STROJNÍ

Katedra materiálu

**Materiálové charakteristiky vysokopevných ocelových plechov
v dynamických podmienkach**

DIZERTAČNÁ PRÁCA

Ing. Stanislava Hlebová

Vedúci dizertačnej práce:

prof. Ing. Ladislav Pešek, CSc.

Liberec 2014

Analytický list

Autor:	Ing. Stanislava Hlebová
Názov práce:	Materiálové charakteristiky vysokopevných ocelových plechov v dynamických podmienkach
Podnázov práce:	
Jazyk práce:	slovenský
Typ práce:	Dizertačná práca
Počet strán:	151
Akademický titul:	Ph.D.
Univerzita:	Technická univerzita v Liberci
Fakulta:	Fakulta strojní (FS)
Katedra:	Katedra materiálu (KMT)
Študijný odbor:	Materiálové inženýrství
Mesto:	Liberec
Vedúci DP:	prof. Ing. Ladislav Pešek, CSc.
Dátum odovzdania:	30. január 2014
Kľúčové slová:	vysokopevné ocelové plechy, lokálna deformácia, skúška vrubovej húževnatosti, dynamické skúšanie, trhanie plechov v móde III
Kategória Konspekt:	Technika, inžinierstvo; Strojárstvo
Citovanie práce:	Hlebová, Ing. Stanislava: Materiálové charakteristiky vysokopevných ocelových plechov v dynamických podmienkach. Dizertačná práca Liberec: Technická univerzita v Liberci, Fakulta strojní, 2014. 151 s.
Názov práce v AJ:	Material characteristics of UHSS in dynamic conditions
Kľúčové slová v AJ:	UHSS, local deformation, dynamic testing, charpy impact test, dynamic tearing in mode III, bending in dynamic condition

Abstrakt v SJ

Štúdium vysokopevných ocelových plechov z hľadiska dynamických vlastností je veľmi užitočné, najmä z dôvodu aplikácií pre automobilový priemysel. Oceľové plechy analyzované a skúmané v tejto práci DOCOL DP1000 a DOCOL 1400M sa využívajú najmä ako výstuha nárazníkov, výstuhy dverí, crash výstuhy v rámci pasívnej bezpečnosti pre ochranu pasažierov počas zrážky automobilu. Z toho dôvodu je dôležité identifikovať a poznať prejavy porušovania a vlastnosti týchto materiálov, ktoré sa vo väčšine využívajú ako prvky pasívnej bezpečnosti pre ochranu posádky (výstuha predného nárazníka, B-stĺpik, crash boxy).

Z hľadiska bezpečnosti je potrebné poznať limitné deformácie pri náraze. Rovnaký materiál pri rôznych stavoch namáhania (ohyb, ťah, trhanie) v dynamických podmienkach preukazuje rôzne limitné deformácie.

Práca sa zameriava na štúdium materiálových charakteristík vysokopevných ocelí v statických a v dynamických podmienkach.

Abstrakt v AJ

Study of high strength steel sheets in dynamic conditions is very useful for future automotive application. The steel sheets in this work DOCOL DP1000 and DOCOL 1400M are mainly used as bumper reinforcement, door reinforcement, crash box in passive safety for occupant protection during crash.

It is important to know limit deformations by the crash. The same material can have different behaviours in the various loading dynamic conditions (tension, bend, mode III).

The experimental testing is focused on study of material characteristics of UHSS in static and dynamic conditions.

Čestné vyhlásenie

Vyhlasujem, že som celú dizertačnú prácu vypracovala samostatne s použitím uvedenej odbornej literatúry.

Liberec, 30. január 2014

.....

vlastnoručný podpis

Pod'akovanie

Touto cestou sa chcem úprimne poďakovať vedúcemu dizertačnej práce prof. Ing. Ladislavovi Pešekovi, CSc., ktorý svojimi cennými radami a odborným vedením významne prispel k vypracovaniu dizertačnej práce a Ing. Pavlovi Zubkovi, ktorý svojou odbornou pomocou podporil vznik tejto práce.

Taktiež sa chcem poďakovať dekanovi hutníckej fakulty doc. Dr. Ing. Petrovi Hornákovi za jeho ústretový prístup a pomocnú ruku počas pobytu stráveného na Technickej univerzite v Košiciach a taktiež vedeniu Katedry náuky o materiáloch, že mi poskytli potrebné technické zabezpečenie pre realizáciu experimentálnej časti dizertačnej práce.

Obsah

Zoznam obrázkov	8
Zoznam tabuliek	13
Zoznam symbolov a skratiek	15
1 ÚVOD	16
2 SÚČASNÉ KONCEPCIE AUTOMOBILOVÝCH OCELÍ.....	17
2.1 Spevnenie materiálu prostredníctvom technológie spracovania	17
2.2 Spevnenie materiálu pôsobením nárazu	17
2.3 Rozdelenie automobilových ocelí	18
2.3.1 Z hľadiska schopnosti absorbovať energiu	18
2.3.2 Z hľadiska pevnostných vlastností.....	19
3 TECHNOLÓGIE SPÁJANIA UHSS	25
3.1 Lepenie ocelí v automobilovom priemysle	25
3.1.1 Výhody lepených spojov.....	26
3.1.2 Nevýhody lepených spojov.....	29
4 KONŠTRUKCIA AUTOMOBILOV Z HĽADISKA BEZPEČNOSTI.....	30
4.1 Deformačné vlastnosti štruktúry karosérie	31
4.1.1 Deformačné zóny	32
4.1.2 Odolnosť proti nárazu	34
5 KONCEPCIA LOMOVEJ MECHANIKY	35
5.1 Lineárna elastická lomová mechanika (LELM)	35
5.2 Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)	36
6 SKÚŠKY OCEĽOVÝCH PLECHOV V STATICKÝCH	
PODMIENKACH	40
6.1 Skúška mikrotvrdości podľa Vickersa (Hanemann)	40
6.2 Skúška indentačnej tvrdosti	40
6.3 Statická skúška v ťahu	42
6.3.1 Meranie lokálnych deformácií pri statickej skúške v ťahu	42
6.3.2 Húževnatosť	44
6.4 Skúšky tvárniteľnosti.....	45
6.4.1 Trojbodový ohyb do tvaru V.....	45
7 SKÚŠKY OCEĽOVÝCH PLECHOV V DYNAMICKÝCH	
PODMIENKACH	49

7.1	Dynamická skúška v ťahu – rotačné kladivo RSO	50
7.2	Skúška rázom v ohybe (skúška vrubovej húževnatosti).....	51
7.3	Trhacia skúška – mód III	52
7.3.1	Trhacia skúška pre dvoj-nožné skúšobné telesá	53
7.3.2	Trhacia skúška pre troj-nožné skúšobné telesá	54
7.3.3	Dynamická trhacia skúška	54
8	Súhrn literárnych poznatkov	55
9	Tézy dizertačnej práce	56
10	EXPERIMENTÁLNA ČASŤ.....	57
10.1	Experimentálny materiál	58
10.1.1	Mikroštruktúra ocelí.....	59
10.2	Skúšky ocelových plechov v statických podmienkach	62
10.2.1	Skúška mikrotvrdości podľa Vickersa.....	62
10.2.2	Indentačná tvrdosť	64
10.2.3	Statická skúška v ťahu	68
10.2.4	Meranie lokálnych deformácií	74
10.2.5	Húževnatosť	94
10.2.6	Statická ohybová skúška	97
10.3	Skúšky ocelových plechov v dynamických podmienkach.....	104
10.3.1	Dynamická ohybová skúška	104
10.3.2	Skúška rázom v ohybe tenkých ocelových plechov	109
10.3.3	Dynamická trhacia skúška	114
10.3.4	Dynamická ťahová skúška – rotačné kladivo RSO	126
10.4	Analýza lomových plôch - skúška v ťahu, rázom v ohybe a trhacia skúška.....	131
11	DISKUSIA	133
12	ZÁVERY	140
13	PRÍNOS PRÁCE	144
	Zoznam použitej literatúry	145
	Prílohy	150
14	Prehľad publikácií doktoranda	151

Zoznam obrázkov

Obr. 1	Vzťah medzi pevnosťou a ťažnosťou u jednotlivých skupín ocelí.....	16
Obr. 2	Rozdelenie ocelí z hľadiska schopnosti absorbovať energiu.....	18
Obr. 3	Diagram napätie-deformácia pre rôzne typy ocelí a ich aplikácia.....	19
Obr. 4	Mikroštruktúra DP ocele.....	21
Obr. 5	Mikroštruktúra CP ocele.....	21
Obr. 6	Mikroštruktúra TRIP ocelí.....	22
Obr. 7	Mikroštruktúra martenzitickej ocele.....	23
Obr. 8	Schopnosť plasticity u TWIP ocelí.....	23
Obr. 9	Mikroštruktúra nano ocelí.....	24
Obr. 10	Technológie spájania v automobile v %	25
Obr. 11	Aplikácia lepených spojov v konštrukcii automobilu.....	26
Obr. 12	Príklady spájania a ochrana proti korózii	27
Obr. 13	Ovplyvnenie štruktúry spoja pri zvaraní.....	27
Obr. 14	Spájané profily po axiálnej skúške	28
Obr. 15	Použitie protihlukových izolácií v automobile	28
Obr. 16	Spôsoby namáhania a rozloženie napätí lepených spojov	29
Obr. 17	Deformačné zóny v automobile.....	31
Obr. 18	Bezpečnostné prvky v konštrukcii automobilu.....	32
Obr. 19	Predná nárazová zóna	33
Obr. 20	Bočná nárazová zóna	34
Obr. 21	Základné spôsoby otvárania trhliny	36
Obr. 22	Závislosť lomovej húževnatosti od hrúbky.....	38
Obr. 23	Závislosť lomovej húževnatosti od $R_{p0,2}$	38
Obr. 24	Indentačná krivka.....	40
Obr. 25	ISE efekt	41
Obr. 26	Princíp videoextenzometrie	42
Obr. 27	Vzor nanosenia-speckle	44
Obr. 28	Húževnatosť pri statickej skúške v ťahu.....	44
Obr. 29	Ohýbanie do tvaru V.....	45
Obr. 30	Schéma ohýbania	46
Obr. 31	Schopnosť ohybu u AHSS ocelí	47
Obr. 32	Schéma odpruženia a) znázornenie vratnej deformácie b) typy odpružení c) porovnanie odpružení AHSS a HSS	48

Obr. 33	Zariadenie pre dynamické skúšanie – RSO kladivo	50
Obr. 34	Schéma RSO kladiva s upnutým skúšobným telesom.....	51
Obr. 35	Skúšobné teleso (dvoj-nožné) – trhacia skúška	53
Obr. 36	Skúšobné teleso (troj-nožné) – trhacia skúška.....	54
Obr. 37	Skúšobné teleso pre dynamickú trhaciu skúšku: a) pred b) po skúške	54
Obr. 38	Prehľad realizovaných skúšok	57
Obr. 39	Mikroštruktúra ocele DP1000 L – svetelný mikroskop.....	60
Obr. 40	Mikroštruktúra ocele DP1000 L – REM.....	60
Obr. 41	Mikroštruktúra ocele 1400M L – svetelný mikroskop	60
Obr. 42	Mikroštruktúra ocele 1400M L – REM	61
Obr. 43	Hranica bývalého austenitického zrna v mikroštruktúre ocele 1400M L	61
Obr. 44	Stopy po vypadnutých časticiach v mikroštruktúre ocele 1400M L	61
Obr. 45	Vtlačky v mikroštruktúre ocele DP1000 T (Hanemann)	63
Obr. 46	Vtlačky v mikroštruktúre ocele 1400M T (Hanemann).....	64
Obr. 47	Vtlačky v štruktúrach ocelí pri zaťažení 200 mN.....	65
Obr. 48	Indentačné krivky pri zaťažení 200 mN	65
Obr. 49	Indentačné krivky pri zaťažení 5 mN	66
Obr. 50	Závislosť indentačnej tvrdosti od hĺbky vtlačku ocelí pri zaťažení 5 mN.....	67
Obr. 51	Skúšobné teleso pre statickú skúšku v ťahu	68
Obr. 52	Diagram napätie – deformácia ocele DP 1000 a 1400M	69
Obr. 53	Závislosť ťažnosti od L_0 ocelí - statická skúška v ťahu.....	70
Obr. 54	Skúšobné telesá ocelí po pretrhnutí	70
Obr. 55	Lomové plochy ocelí DP1000L a 1400M L - REM	71
Obr. 56	Lomová plocha DP1000 – REM.....	71
Obr. 57	Lomová plocha ocele 1400M – REM.....	71
Obr. 58	Lomová plocha ocele DP1000 – REM	72
Obr. 59	Lomová plocha ocele 1400M – REM.....	72
Obr. 60	Inklúzie vylúčené v riadkoch na lomovej ploche ocele 1400M L.....	73
Obr. 61	EDX analýza častíc ocele 1400M-L	73
Obr. 62	EDX analýza častíc ocele DP1000-T.....	73
Obr. 63	Skúšobné teleso pre meranie lokálnych deformácií.....	74
Obr. 64	2D a 3D mapy rozloženia ε_y ocele DP1000 T (ME 46).....	74
Obr. 65	Skúšobné teleso DP1000-L s nanesenými bodkami pred a po skúške	75
Obr. 66	Ťahový diagram s deformačnými mapami ocele DP1000 T	75
Obr. 67	Deformačné mapy ocele DP1000 T vo vybraných okamihoch statickej skúšky v ťahu (ME46)	77

Obr. 68	Skúšobné teleso ocele DP1000-T po pretrhnutí.....	77
Obr. 69	Deformačné mapy ε_y a ε_x ocele DP1000 L tesne pred lomom (ME46).....	78
Obr. 70	Skúšobné teleso ocele DP1000 L po pretrhnutí.....	79
Obr. 71	Deformačné mapy ocele 1400M L vo vybraných okamihoch statickej skúšky v ťahu (ME46)	80
Obr. 72	Skúšobné teleso ocele 1400M L po pretrhnutí	80
Obr. 73	Rez deformačnou mapou rovnobežne v smere zaťaženia (ME46)	81
Obr. 74	Schématický popis parametrov pre výpočet PLD.....	82
Obr. 75	Gradient lokálnej deformácie (ME46)	83
Obr. 76	Znázornená oblasť „plato“ v ťahovom diagrame	84
Obr. 77	Skúšobné teleso s pripraveným povrchom – speckle	85
Obr. 78	Deformačné mapy vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele DP1000-T (ARAMIS)	87
Obr. 79	Skúšobné teleso ocele DP1000 T po pretrhnutí (ARAMIS).....	87
Obr. 80	Deformačné mapy vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele 1400M-T (ARAMIS)	88
Obr. 81	Rez deformačnou mapou v smere zaťaženia (ARAMIS)	90
Obr. 82	Gradient lokálnej deformácie ocelí (ARAMIS).....	90
Obr. 83	Priebeh závislosti maximálnej deformácie a rýchlosti od času	91
Obr. 84	Skúšobné teleso pre hodnotenie energie plastickej deformácie.....	95
Obr. 85	Ťahové diagramy DP1000 – 1 mm/min a 300 mm/min	96
Obr. 86	Ťahové diagramy 1400M – 1 mm/min a 300 mm/min	96
Obr. 87	Prípravok na trojbodový ohyb	97
Obr. 88	Spôsob merania deformácie.....	97
Obr. 89	Schéma ohýbania s vyznačením uhlov pred a po odpružení	98
Obr. 90	Deformácie po dĺžke skúšobného telesa ocele DP1000-L v priebehu ohýbania.....	99
Obr. 91	Deformácie po dĺžke skúšobného telesa ocele DP1000-T v priebehu ohýbania.....	99
Obr. 92	Závislosť $\varepsilon_{\max OHYB}$ od α_f ocele DP1000 v priebehu ohýbania	100
Obr. 93	Deformácie v ohybe ocele 1400M-L	100
Obr. 94	Deformácie v ohybe ocele 1400M-T	100
Obr. 95	Závislosť $\varepsilon_{\max OHYB}$ od α_f ocele 1400M v priebehu ohýbania.....	101
Obr. 96	Fotografia porušených telies s trhlinou ocele 1400M.....	101
Obr. 97	Závislosť SB od uhla ohybu ocelí.....	103
Obr. 98	Lineárna závislosť uhlu ohybu pred a po odpružení.....	103

Obr. 99	Skúšobné teleso pre dynamickú ohybovú skúšku.....	104
Obr. 100	Namerané hodnoty deformácií ocele DP1000 v priebehu ohýbania	104
Obr. 101	Fotografie telies 1400M s trhlinami pre uhol 80° (dynamický ohyb)	105
Obr. 102	Závislosť maximálnej deformácie od uhlu ohybu v dynamickom ohybe.....	106
Obr. 103	Pomer R/t v závislosti od uhla ohybu	106
Obr. 104	Závislosť w_{OHYB} od α_f	108
Obr. 105	Porovnanie $\varepsilon_{max OHYB}$ v statických a dynamických podmienkach.....	108
Obr. 106	Zostavené skúšobné teleso spojené štruktúrnym lepidlom	109
Obr. 107	Skúšobné telesá s vrubmi a) lepené b) zoskrutkované	110
Obr. 108	Hodnota vrubovej húževnatosti lepených skúšobných telies ocele 1400M.....	110
Obr. 109	Porovnanie vrubov ocele 1400M-T	111
Obr. 110	Skúšobné teleso spájané pomocou kovových držiakov v tvare U	111
Obr. 111	Skúšobné teleso po prerazení.....	113
Obr. 112	Lomová plocha DP 1000L po skúške vrubovej húževnatosti.....	113
Obr. 113	Lomová plocha ocele DP1000T po skúške vrubovej húževnatosti	114
Obr. 114	Lomová plocha ocele 1400M-L po skúške vrubovej húževnatosti	114
Obr. 115	Prípravky na trhanie pomocou Charpyho kladiva	115
Obr. 116	Rozmery a tvar skúšobného telesa (TTS)	115
Obr. 117	Skúšobné teleso (TTS) pred trhacou skúškou, $B=35$ mm	116
Obr. 118	TTS po trhacej skúške s $B=35$ mm.....	117
Obr. 119	Detail trhanej plochy ocele DP1000 L s $B=35$ mm	117
Obr. 120	TTS po trhacej skúške s $B=25$ mm.....	117
Obr. 121	TTS po trhacej skúške s $B=15$ mm.....	118
Obr. 122	Vplyv šírky „krku“ na hodnoty spotrebovanej energie pre TTS bez vrubu	119
Obr. 123	Ohýbanie TTS pri trhacej skúške.....	120
Obr. 124	Teleso na stanovenie energie na ohyb	120
Obr. 125	Závislosť spotrebovanej energie od uhla ohybu ocelí DP1000 a 1400M.....	120
Obr. 126	Percentuálny podiel zložiek pri trhacej skúške ($B=35$ mm)	125
Obr. 127	Lomové plochy ocelí po trhacej skúške.....	125
Obr. 128	Skúšobné teleso pre RSO kladivo	126
Obr. 129	Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (6 m/s)	126
Obr. 130	Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (10 m/s)	127
Obr. 131	Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (15 m/s)	127
Obr. 132	Diagramy napätie - čas v dynamických podmienkach (20 m/s).....	128

Obr. 133	Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (25 m/s)	128
Obr. 134	Závislosť ťažnosti na L_0 v statických a dynamických podmienkach – RSO kladivo.....	129
Obr. 135	Lomové plochy ocelí pri skúške v ťahu v dynamických a statických podmienkach	130
Obr. 136	Lomové plochy ocele 1400M – dynamická skúška v ťahu (RSO).....	131
Obr. 137	Lomové plochy DP1000 pri rôznych skúškach	131
Obr. 138	Lomové plochy 1400M pri rôznych skúškach.....	132

Zoznam tabuliek

Tab. 1	Rozdelenie ocelí z hľadiska pevností.....	19
Tab. 2	Rozdelenie skúšok podľa rýchlosti deformácie	49
Tab. 3	Chemické zloženie skúmaných ocelí dané výrobcom v %	58
Tab. 4	Rozpätie mechanických vlastností dané výrobcom	58
Tab. 5	Priemerné namerané hodnoty mechanických vlastností ocelí	59
Tab. 6	Namerané hodnoty mikrotvrdości ocelí - HV 0,1 (Hanemann)	62
Tab. 7	Namerané hodnoty mikrotvrdości ocelí pri – HV 1 (Hanemann)	63
Tab. 8	Priemerné hodnoty indentačnej tvrdości pri zaťažení 200 mN	65
Tab. 9	Priemerné hodnoty indentačnej tvrdości pri zaťažení 5 mN	67
Tab. 10	Porovnanie hodnôt mikrotvrdości – Hanemann a indentačná tvrdość	68
Tab. 11	Priemerné hodnoty mechanických vlastností skúmaných ocelí.....	69
Tab. 12	ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele DP1000 T (ME46).....	78
Tab. 13	ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele 1400M L (ME46)	81
Tab. 14	Hodnoty veličín pre výpočet PLD	83
Tab. 15	ϵ_y a ϵ_x na „plato“ na R_m oboch ocelí (ME46).....	84
Tab. 16	ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu (ARAMIS)	89
Tab. 17	Hodnoty pre výpočet PLD - ARAMIS	91
Tab. 18	ϵ_y a ϵ_x v závislosti od veľkosti fazety pre oceľ DP1000 T.....	92
Tab. 19	Porovnávací tabuľka meracích systémov ME46 a ARAMIS	93
Tab. 20	ϵ_y na R_m a tesne pred lomom ocelí (ME46 a ARAMIS).....	94
Tab. 21	ϵ_x na R_m a tesne pred lomom ocelí (ME46 a ARAMIS).....	94
Tab. 22	Húževnatosť ocelí pre rýchlosti zaťažovania 1 a 300 mm/min	95
Tab. 23	Namerané hodnoty SB ocele DP1000	102
Tab. 24	Namerané hodnoty SB ocele 1400M	102
Tab. 25	Hodnoty $\epsilon_{max\ OHYB}$ (dynamická ohybová skúška)	105
Tab. 26	Namerané hodnoty w_{ohyb} oboch ocelí	107
Tab. 27	Hodnoty KCV podľa metódy spájania a druhu lepidla.....	112
Tab. 28	Hodnoty KCV skrutkovaných skúšobných telies v rôznych kombináciách	112
Tab. 29	Celková spotrebovaná energia pri trhacej skúške (B=35 mm)	116
Tab. 30	Celková spotrebovaná energia pri trhacej skúške (B=25 mm)	118
Tab. 31	Celková spotrebovaná energia pri trhacej skúške (B=15 mm)	118
Tab. 32	Hodnoty spotrebovanej práce na ohyb v závislosti od uhlu ohybu	121

Tab. 33	Spotrebovaná energia na ohyb v závislosti od šírky B	122
Tab. 34	Spotrebovaná energia na lom.....	122
Tab. 35	Energia spotrebovaná na trhanie TTS pre rôzne šírky B	123
Tab. 36	Celková spotrebovaná energia pre TTS.....	123
Tab. 37	Rozloženie celkovej energie na jednotlivé zložky pri trhacej skúške.....	124
Tab. 38	Hodnoty priemernej deformácie tesne pri lome a mimo lomu	130

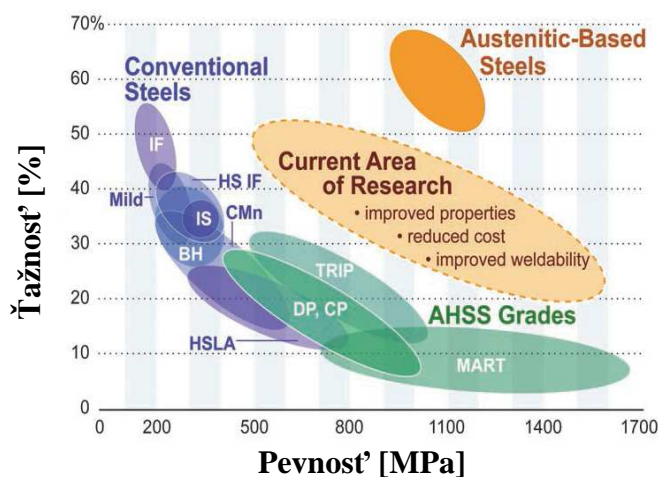
Zoznam symbolov a skratiek

ΔL	absolútne predĺženie [mm]
H_{IT}	indentačná tvrdosť [GPa]
KCV	vrubová húževnatosť pre teleso s V vrubom [J/cm ²]
R_m	medza pevnosti [MPa]
$R_{p0,2}$	zmluvná medza sklzu pri 0,2 % trvalej deformácii [MPa]
AHSS	progresívne vysokopevnostné ocele
UHSS	ultravysokopevné ocele
HSS	vysokopevné ocele
IF	ocle bez interstícií
DP	dvojfázové ocele
TRIP	ocle s transformačne indukovanou plasticitou
TWIP	dvojčatením indukovaná plasticita
CP	komplexné fázové ocele
MS	martenzitické ocele
SV	smer valcovania
TTS	skúšobné teleso pre trhaciu skúšku – tearing test specimen
PLD	parameter lokalizácie deformácie

1 ÚVOD

Stále sa zvyšujúce nároky na bezpečnosť cestnej dopravy vedú k neustálemu vývoju jednotlivých častí automobilu. Na karosériu je kladených množstvo požiadaviek zo širokého spektra rôznych vlastností. Najdôležitejšie sú z hľadiska hmotnosti, aktívnej a pasívnej bezpečnosti, ktoré ovplyvňujú hlavne materiálové a konštrukčné návrhy. K overovaniu správneho návrhu slúži výpočtové resp. simulačné a experimentálne skúšanie [1-2].

Z konštrukčného hľadiska je snaha znížiť hrúbky plechov a teda zvýšiť ich pevnosť a dynamickú únosnosť. Pri aplikácii tenkých plechov sa súčasne musí zvýšiť odolnosť voči vtlačeniu alebo borteniu výliskov. Okrem toho sú požiadavky na vysokú absorpciu energie a dôležitou požiadavkou je odolnosť karosérií voči korózii. Z technologickej stránky t.j. výroby výliskov a karosérií sa zvyrazňujú požiadavky na veľmi vysokú plasticnosť a rovnorodosť vlastností. Medzi pevnostnými a plastickými vlastnosťami je pomerne výrazná závislosť v zmysle so zvyšujúcou sa medzou sklzu a medzou pevnosti sa znižujú charakteristiky tvárnosti ako ťažnosť, koeficient normálovej anizotropie - r a exponent deformačného spevnenia - n , obr. 1. [3].



Obr. 1 Vzťah medzi pevnosťou a ťažnosťou u jednotlivých skupín ocelí

Požiadavky na materiálové vlastnosti jednotlivých dielov a súčiastky sú rôzne, postupne sa špecifikujú, čo vedie k vývoju špecializovaných výrobkov pre úzky okruh aplikácie. Členitosť a materiálová rozmanitosť karosérie vedie k vývoju nových skúšok, aby sa docielilo čo najefektívnejšie riešenie kladených požiadaviek [4].

Základným predpokladom je výber vhodných materiálov.

2 SÚČASNÉ KONCEPCIE AUTOMOBILOVÝCH OCELÍ

Vysokopevné plechy sú progresívne materiály, ktoré sa používajú predovšetkým pri výrobe dielov rámov karosérie, u ktorých sú zvláštne požiadavky na bezpečnosť.

Vlastnosti ocelí pre automobilový priemysel je možné ovládať vhodnou voľbou chemickej koncepcie, na ktorú nadväzuje ovládanie mechanizmov spevňovania ocele.

2.1 Spevnenie materiálu prostredníctvom technológie spracovania

- Mechanické spevnenie – deformačné spevnenie
- Spevnenie tuhým roztokom
- Precipitačné spevnenie
- Riadenou veľkosťou zrna
- BH efekt
- Indukovaná plasticita
- TRIP efekt
- TWIP efekt
- Zvýšenie pevnosti u dva a viacfázovej štruktúry
- Zvýšenie pevnosti pomocou tepelno-mechanického spracovania

Najsilnejší efekt na vlastnosti ocelí vykazuje transformačné spevnenie, pričom výsledné vlastnosti ocele závisia od viacerých príspevkov spevnenia súčasne [4].

2.2 Spevnenie materiálu pôsobením nárazu

Môžeme ho rozdeliť do troch kategórií:

1. malé spevnenie $10^{-5} - 10^{-1} \text{ s}^{-1}$
2. stredné $10^{-1} - 10^2 \text{ s}^{-1}$
3. vysoké $10^2 - 10^4 \text{ s}^{-1}$

Pre zrážky vozidiel je charakteristické spevnenie $10^{-1} - 10^2 \text{ s}^{-1}$. Citlivosť na spevnenie je od hodnoty 10^{-1} s^{-1} [5].

2.3 Rozdelenie automobilových ocelí

Dosiaľ nebola prijatá žiadna norma, ktorá by umožňovala presné triedenie vysokopevnostných ocelí. Je teda nutné vychádzať z triedenia výrobcov a vhodne ich kombinovať. Najrozšírenejšie rozdelenie je podľa mechanických hodnôt, ďalšími možnosťami je delenie podľa schopnosti pohlcovať energiu pri náraze, štruktúry, chemického zloženia, druhu tvárnenia a pod.

2.3.1 Z hľadiska schopnosti absorbovať energiu

2.3.1.1 Oceľ s veľkou schopnosťou absorpcie energie - ($R_m < 1000$ MPa)

Tieto oceľ sa vyznačujú výrazným deformačným spevňovaním (IF, BH oceľ, mikrolegované oceľ, TRIP, CP, DP).

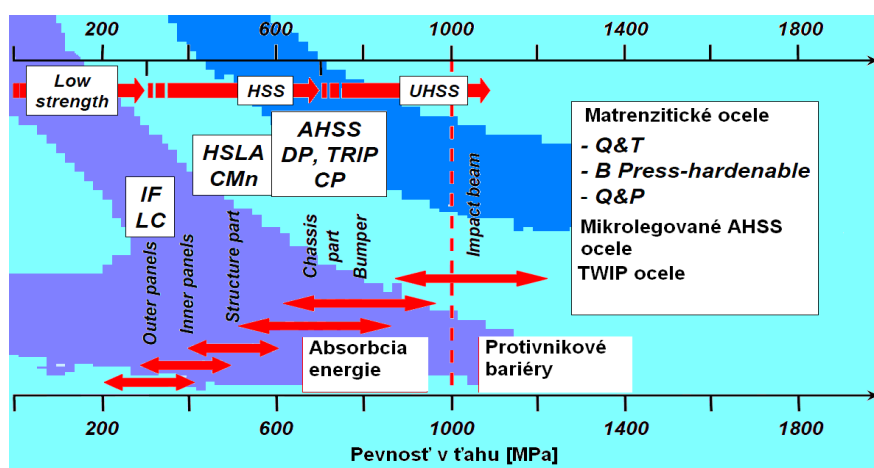
Príklad použitia: vhodné pre dynamické zaťaženie pri zrážke (deformačné elementy tzv. crash boxy, pozdĺžny nosník)

2.3.1.2 Oceľ s malou deformačnou schopnosťou - ($R_m > 1000$ MPa)

Tieto vysokopevné oceľ slúžia ako protivniková bariéra, ktorá chráni pasažierov pri bočnom náraze. Vyznačujú sa vysokou tuhosťou a rozkladajú zaťaženie do viacerých smerov (martenzitické, bór-mangánové oceľ, oceľ vhodné k zakaleniu)

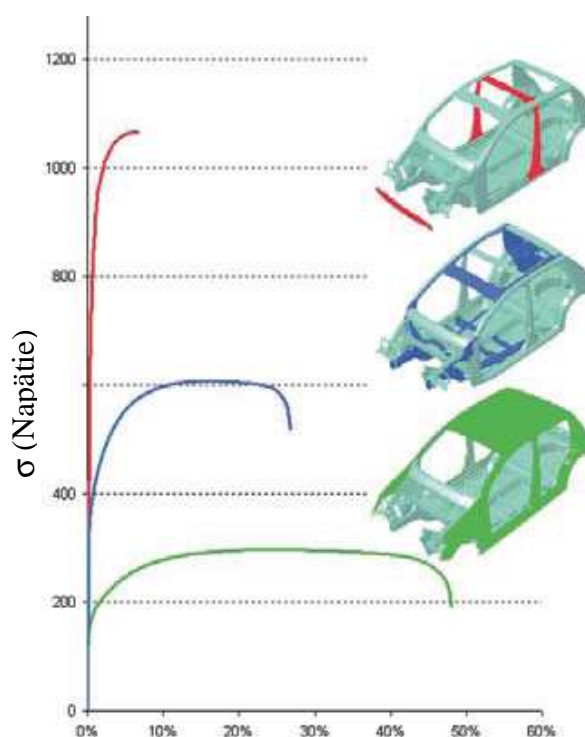
Príklad použitia: výstuha B stĺpika, výstuha predného nárazníka, výstuha dverí

Na obr. 2 je rozdelenie ocelí z hľadiska pevností a ich určenia na aplikácie v automobile [6]. Medza pevnosti 1000 MPa je deliaca hodnota pre použitie ocelí.



Obr. 2 Rozdelenie ocelí z hľadiska schopnosti absorbovať energiu

Podľa vlastností sú jednotlivé akosti automobilových ocelí predurčené na špecifické aplikácie v konštrukcii automobilov. Rôzne požiadavky na časti automobilov ilustruje obr. 3 [7].



- vysokopevné ocele pre kritické časti automobilu (špeciálne pre zabezpečenie prežitia posádky vozidla pri zrážke)

- vysokopevné ocele s dobrou kombináciou pevnosti, tvárnosti, schopnosti absorbovať energiu a tvrdosti

- ocele s excelentnou tvárnosťou (hlbokotážné ocele)

Obr. 3 Diagram napätie-deformácia pre rôzne typy ocelí a ich aplikácia

2.3.2 Z hľadiska pevnostných vlastností

Kategóriu oceľových plechov valcovaných za studena z hľadiska pevnostných vlastností môžeme rozdeliť do základných skupín, tab. 1.

Tab. 1 Rozdelenie ocelí z hľadiska pevností

Typ ocele	R_e [MPa]	Podľa druhu spevňovania
Hlbokotážné ocele	<180	Valcované za studena
Pevnostné ocele	180-450 → HSS	IF ocele BH ocele Ocele legované fosforom Mikrolegované ocele
Vysokopevnostné ocele	450-800 → AHSS > 800 → EHSS, UHSS	Viacfázové ocele <ul style="list-style-type: none"> Komplexné ocele - CP Dvojfázové ocele - DP TRIP ocele – dosahuje pevnosti pri náraze Martenzitické ocele - M
		Kaliteľné ocele <ul style="list-style-type: none"> Bórové ocele - B Bór-mangánové ocele - BM
		TWIP ocele

Práca je venovaná problematike vysokopevných ocelových plechov s pevnosťou vyššou ako 1000 MPa. Tieto ocele sa využívajú v konštrukcii automobilov ako crash výstuhy alebo výstuhy nárazníkov.

2.3.2.1 Vysokopevné ocele → EHSS a UHSS

Jedná sa o ocele s medzou sklzu cca okolo 1000 MPa a boli pôvodne vyvinuté pre automobilové aplikácie. Tieto ocele výrobcovia nazývajú vysokopevnostné (extra resp. ultra pevné – EHSS, UHSS). Výnimkou sú TRIP ocele, ktoré sa do tejto skupiny tiež radia, ale nedosahujú také veľké hodnoty pevnosti. Svoju pevnosť dosahujú až v priebehu tvárnenia.

Tento typ ocelí sa líši od konvenčných HSLA a HSS ocelí, hlavne svojimi mechanickými vlastnosťami, ktoré sú vyvíjané v závislosti k štruktúre a rôznemu spracovaniu [8].

Vysokopevnostné materiály sa najčastejšie využívajú na diely, ktoré pri zrážke chránia cestujúcich vo vozidle a to buď pohltením energie na vlastné pretvorenie či jej prenosom na ostatné časti karosérie. Vysokopevnostné materiály kombinujú dve dôležité vlastnosti - pevnosť a ťažnosť a je možné ich rozdeliť na viacfázové ocele (dvojfázové, TRIP či martenzitické) a ocele vhodné na zakalenie (legované) [9].

Jedná sa o ocele vyšších pevností a to približne od 600 MPa. Štruktúra pozostáva vždy aspoň z dvoch fáz, a to mäkšej feritickej a tvrdšej martenzitickej či bainitickej fázy, ktorá sa vyskytuje vo forme ostrovčekov vo feritickej matici .

2.3.2.1.1 Dvojfázové – DP ocele

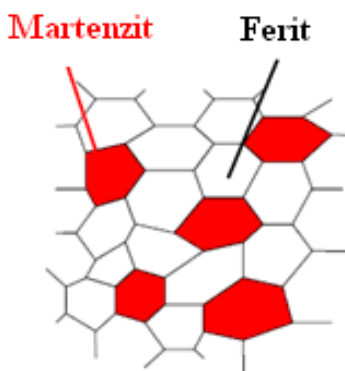
Tieto ocele majú veľmi dobrú tvárnosť, čo je zapríčinené jemným feritom.

- majú feriticko - martenzitickú mikroštruktúru,
- plynulú medzu sklzu
- vyššiu medzu pevnosti
- väčší exponent deformačného spevnenia
- vyššiu plasticitu a tvárnosť

Charakteristickým rysom dvojfázových ocelí je štruktúra, ktorá pozostáva zo 70 - 90% feritu a 10 - 30% martenzitu obr. 4. Výskum týchto ocelí bol zameraný na štúdium

vplyvu chemického zloženia na mikroštruktúru, na pevnostné a plastické vlastnosti a na kinetiku austenitizácie.

Príklad použitia: crash výstuhy, výstuhy nárazníkov

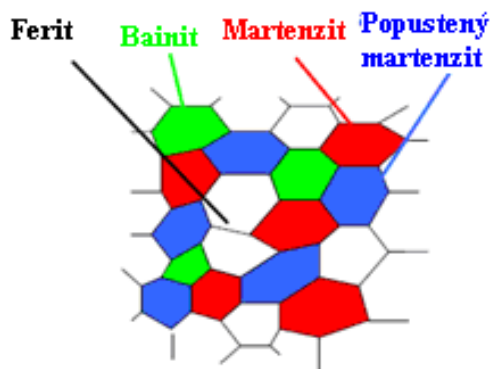


Obr. 4 Mikroštruktúra DP ocele

2.3.2.1.2 Komplexne fázové ocele

Tieto ocele patria medzi viacfázové ocele, ktoré v tepelno-mechanickom valcovanom stave vykazujú minimálnu pevnosť od 800 MPa. CP ocele sú tvorené veľmi jemnou feritickou mikroštruktúrou s vysokým obsahom tvrdých fáz. Vyskytujú sa tu rovnaké legujúce prvky ako u TRIP ocele alebo u dvojfázových ocelí, avšak tieto ocele obsahujú ešte malé množstvo nióbu a titánu. V štruktúre sa vyskytujú fázy ako ferit, bainit a martenzit, obr. 5 [3]. CP-ocle sú vhodné k tvárneniu za studena. V porovnaní s DP oceľou, CP oceľ vykazuje vyššiu medzu sklzu pri rovnakej pevnosti a má vyššiu absorpciu energie pri náraze.

Príklad použitia: výstuhy nárazníkov, výstuhy stĺpikov.



Obr. 5 Mikroštruktúra CP ocele

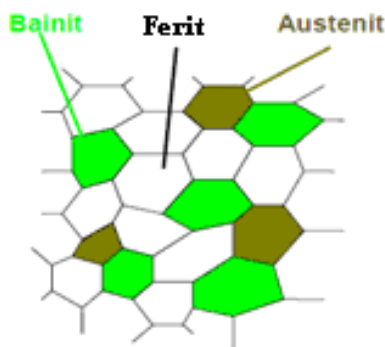
2.3.2.1.3 *Multifázové – TRIP ocele*

TRIP ocele (**T**Ransformation **I**nduced **P**lasticity t.j. tvárnosť vyvolaná transformáciou) sú prednostne trojfázové ocele s dvomi majoritnými fázami: ferit + bainit a minoritnou fázou – reziduálny austenit, obr. 6 [7].

Štruktúra tohto materiálu ešte pred konečným tvárnením pri pokojovej teplote je jemnozrnná a skladá sa z tvárnej feritickej matrice, v ktorej sa nachádza tvrdý horný bainit spolu so zbytkovým metastabilným austenitom vo forme ostrovčekov, obr. 6. Táto štruktúra umožňuje veľké predĺženie, a to vďaka tomu, že sa zbytkový austenit premení v priebehu tvárnenia na martenzit. Táto vlastnosť nezaručuje len dobré rozloženie deformácie, ale tiež vyššie hodnoty medze pevnosti. Vďaka veľkému deformačnému spevneniu pri tvárnení výlisku do konečnej podoby sa dosahujú vysoké pevnosti finálneho dielu.

Príklad použitia: výstuha strechy, pozdĺžne nosníky, výstuhy dverí atď.

V oblasti deformácií 0 - 7 % majú TRIP ocele exponent deformačného spevnenia n podobný ako HSS, ale pri deformáciách vyšších než 7 % unikátna mikroštruktúra umožňuje lokálnu stabilitu plastickej deformácie a zvyšovanie pevnosti ocele. TRIP ocele vykazujú tiež dobrú hĺbkotlačnosť.



Obr. 6 Mikroštruktúra TRIP ocelí

2.3.2.1.4 *Ocele vhodné k zakaleniu – martenzitické*

Martenzitické ocele (MS) patria medzi ocele s najvyššou medzou pevnosti [10]. V štruktúre je prítomný austenit, ktorý sa v priebehu valcovania za tepla alebo žhania a následného prudkého ochladzovania transformuje takmer všetok na martenzit, obr. 7. Rovnaký efekt môžeme dosiahnuť i následnou tepelnou úpravou po tvárnení. Tieto ocele sú popúšťané pre zlepšenie ťažnosti. Vyznačuje sa dobrou zvariteľnosťou a odolnosťou proti opotrebeniu. MS ocele dosahujú medzi multifázovými ocelami najvyššie pevnosti až do 1700 MPa [10].



Obr. 7 Mikroštruktúra martenzitickej ocele

Pre zvýšenie pevnosti a tvrdosti sa do týchto ocelí pridávajú legujúce prvky, napr. bór, mangán, chróm, molybdén, nikel, silikón a vanád atď. Od toho sa potom odvíjajú oceli borové či bór-mangánové ocele, ktoré sa vyznačujú svojou mäkkosťou a ťažnosťou pred tepelným spracovaním, ktoré prebieha za teploty nad A_3 . Často sa podrobujú popúšťaniu po zakalení pre zlepšenie húževnatosti. Môžu ponúknuť dobrú ťažnosť pred tepelným spracovaním a extrémne vysokú hodnotu pevnosti po zušľachtení [8]. Následne po tepelnom spracovaní majú vysokú pevnosť a hotové produkty majú martenzitickú štruktúru [8].

Príklady použitia: výstuhy dverí, výstuhy nárazníkov, výstuhy stĺpikov, atď.

2.3.2.1.5 TWIP ocele

Jedná sa o austenitické ocele obsahujúce 15-25% Mn, Al a Si. Dosahujú vysokých pevností až 1200 MPa. Ťažnosť tohto materiálu sa pohybuje nad 50%, obr. 8. Vďaka vysokej ťažnosti týchto ocelí majú konečné produkty ešte možnosť sa deformovať bez porušenia materiálu. Absorbujú energiu na vlastné pretvorenie a to je veľmi výhodné pre bezpečnosť cestujúcich v automobile pri zrážke [11-12].

Príklady použitia: crash výstuhy, priečniky, atď.



Obr. 8 Schopnosť plasticity u TWIP ocelí

2.3.2.2 Nové trendy UHSS

V dôsledku stále vyšších požiadaviek automobilového priemyslu z hľadiska špecifickej hmotnosti, zlepšenie mechanických vlastností, odolnosti proti nárazu, dizajnu, bezpečnosti sú naďalej vyvíjané nové typy ocelí [13-15].

Feriticko-bainitické – FB ocele

Štruktúra FB ocelí pozostáva z jemného feritu a bainitu. Spevňovanie v oceliach je dosiahnuté zjemňovaním zrna vytvrdzovaním bainitu. Majú dobré únavové vlastnosti a nárazovú odolnosť. Vo väčšine prípadov sú využívané v aplikáciách prístrojov šitých na mieru kvôli ich dobrej zvariteľnosti.

Za tepla tvárnené – HF ocele

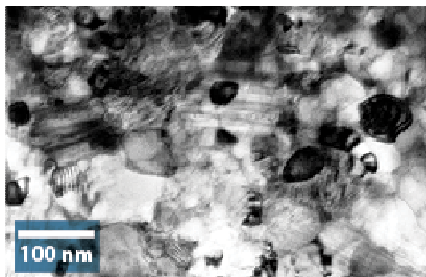
Tieto za tepla tvárnené, kalením vytvrditeľné ocele sú tvárnené pri teplotách nad austenitickou premenou (800-900°C) pre optimalizáciu presných tvarovo zložitých výliskov, kedy nedochádza k odpruženiu.

Dodatočne tvárnené zušľachtené – PFHT ocele

Vysoká pevnosť týchto ocelí je dosahovaná ďalším tvárnením tepelným spracovaním. V tomto prípade je proces lisovania vykonávaný pri nízkych pevnostiach ocelí a následne je pevnosť zvyšovaná tepelným spracovaním. Je však veľmi potrebná spolupráca už od výroby v súvislosti s jej presným chemickým zložením kedy musí byť jasné v akej aplikácii sa bude daný materiál využívať. Ďalším procesom je vytvrdzovanie legovaných temperovaných ocelí na vzduchu tzv. vzduchom vytvrditeľné ocele, ktoré sú zároveň vhodné na zváranie rúrok. Tieto tuby sa väčšinou využívajú pre hydro-forming aplikácie [13].

Nano ocele

Nano ocele sú jedným z najnovších typov ocelí, ktoré sú vyvíjané kvôli obmedzeniu lokálnych deformácií krajných oblastí, ktoré sú zvyčajne viditeľné u DP a TRIP ocelí. Štruktúra pozostáva z feritickej matrice, ktorá je vytvrdená ultra jemnými nano časticami, namiesto ostrovčekov martnezitu a kombinujú veľmi dobrú pevnosť a vysokú tvárnosť, obr. 9. Delia sa na tri oblasti, kde sa do úvahy berie pomer pevnosti/tŕažnosti: 950 MPa/35%, 1200 MPa/20% a 1600 MPa/15% [16].

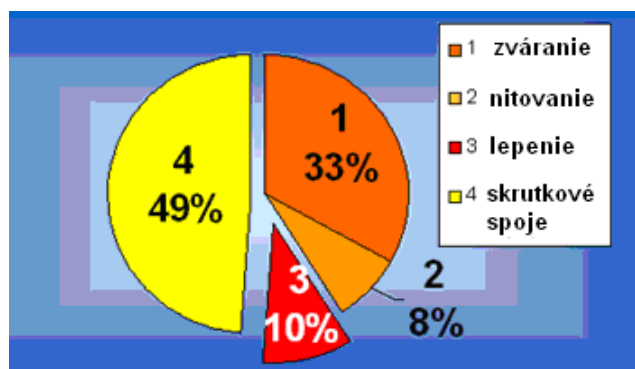


Obr. 9 Mikroštruktúra nano ocelí

3 TECHNOLOGIE SPÁJANIA UHSS

Vysokopevné ocele sú dobre zvárateľné najmä kvôli ich nízkemu obsahu chemických prvkov predovšetkým kvôli nízkemu uhlíkovému ekvivalentu (CEV). Najpoužívanejšie metódy pre ocele za studena valcované sú bodové zváranie a MAG. U týchto ocelí sú najväčším problémom studené trhliny, ktoré vznikajú pri zváraní v tepelne ovplyvnenej zóne a pokles pevnosti v oblasti zvarového spoja.

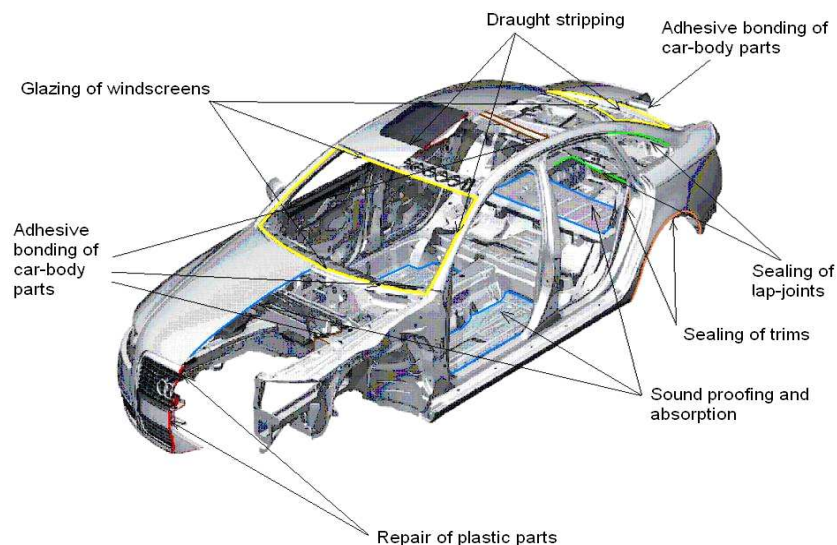
Okrem zvárania, nitovania a skrutkových spojov kovových materiálov, plastov, keramiky sa dostáva do popredia čoraz viac technológia spájania lepením v rámci všetkých priemyselných odvetví, obr. 10. V porovnaní s klasickými metódami spájania materiálov (skrutkovanie, nitovanie a zváranie) nie je základný materiál a jeho mechanické vlastnosti ovplyvnené napr. TOO, diery pre skrutky resp. nity atď. Pri zváraní je často problematické zváranie rôznych druhov materiálov a kvalita povrchu zváraných častí. Výhodou lepených spojov je ich efektívnosť a úspora vzhľadom na redukciiu hmotnosti lepených spojov [17].



Obr. 10 Technológie spájania v automobile v %

3.1 Lepenie ocelí v automobilovom priemysle

V súčasnosti pri dizajnovaní a výrobe automobilov sa nepoužívajú len konvenčné technológie spájania výliskov. Dôležitú úlohu pre spájanie častí automobilu má technológia lepenia. Možnosti aplikácie adhezív sú na obr. 11 [17].



Obr. 11 Aplikácia lepených spojov v konštrukcii automobilu

Použitie lepidiel v dnešnej dobe neslúži len ako tesniaci, protihlukový alebo antivibračný prvok, ale vo veľkej miere majú významný vplyv na pevnosť a tuhosť karosérie a tým zabezpečujú bezpečnosť a komfort posádky.

Na konštrukciu automobilov sa využívajú tenké oceľové plechy, ktoré sú do značnej miery spájané hlavne zváraním. Avšak v posledných rokoch pribúdajú lepené spoje pre ich mnohé výhody, ktoré majú v porovnaní so zváranými spojmi. Vhodne navrhnuté lepené spoje môžu v mnohých prípadoch odstrániť problémy so zváraním a dodajú celej konštrukcii nové vlastnosti [18].

Štruktúrne lepené spoje poskytujú priestor pre aplikácie v mnohých variantoch v automobilovom priemysle ako z dizajnového, tak aj z funkčného hľadiska.

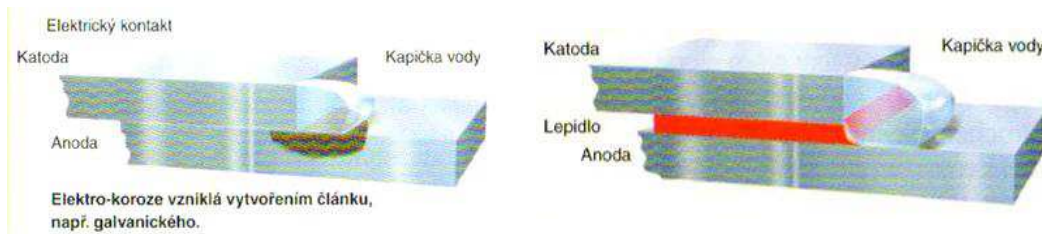
V súčasnosti sa využívajú lepené spoje v automobile:

- karosérie - plechové výlisky
- interiér - plastové diely, kovy, textil
- sklá - okná, zrkadlá

3.1.1 Výhody lepených spojov

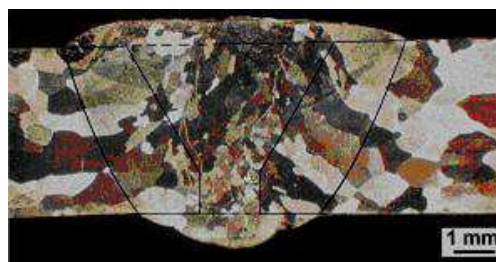
- možnosť spájať rôzne typy materiálov a ich kombinácie (napr. oceľ-oceľ, sklo-sklo, alebo oceľ-sklo, oceľ-plast) brzdové obloženie, autosklá, zrkadlá atď.
- možnosť spájať materiály bez ohľadu na ich hrúbku (veľmi tenké materiály) – lepenie fólií a pod.

- možnosť miniaturizácie – elektrotechnika
- možnosť výroby spoja s dobrou elektrickou, tepelnou izoláciou alebo spoja s dobrou elektrickou vodivosťou
- možnosť spojenia pri nízkych teplotách bez ovplyvnenia spojovaného materiálu a bez zásahu do základného materiálu
- možnosť spojovania veľkých plôch
- možnosť spojovať ťažko zvariteľné materiály - lepenie hliníkových zliatin
- útlm vibrácií, rázov, zamedzenie nežiaduceho hluku - pružné lepidlá
- úspora hmotnosti - znížením hrúbky plechu v dôsledku využitia spojov s väčšou stykovou plochou (vyššia tuhosť konštrukcie)
- výrazné zníženie hlučnosti konštrukcie - medzi spojovanými plechmi nedochádza k hlučnému klepaniu a škripaniu
- tesnosť spoja - nie je potreba dodatočne utesňovať (napr. palivové nádrže)
- ochrana proti korózii, obr. 12 [17].



Obr. 12 Príklady spájania a ochrana proti korózii

- povrch spojovaných miest je hladký, odpadávajú nákladné operácie začisťovania
- vysoká kvalita vzhľadu povrchu spojovaných dielov v mieste spoja
- nedochádza k ovplyvneniu štruktúry základného materiálu ako v prípade zvárania, obr. 13



Obr. 13 Ovplyvnenie štruktúry spoja pri zváraní

- žiadne poškodenie ochrannej vrstvy pozinkovaných plechov (zachovanie koróznej odolnosti)
- zvýšenie pevnosti, obr. 14



lepený profil-crashové
(pevnostné) lepidlo



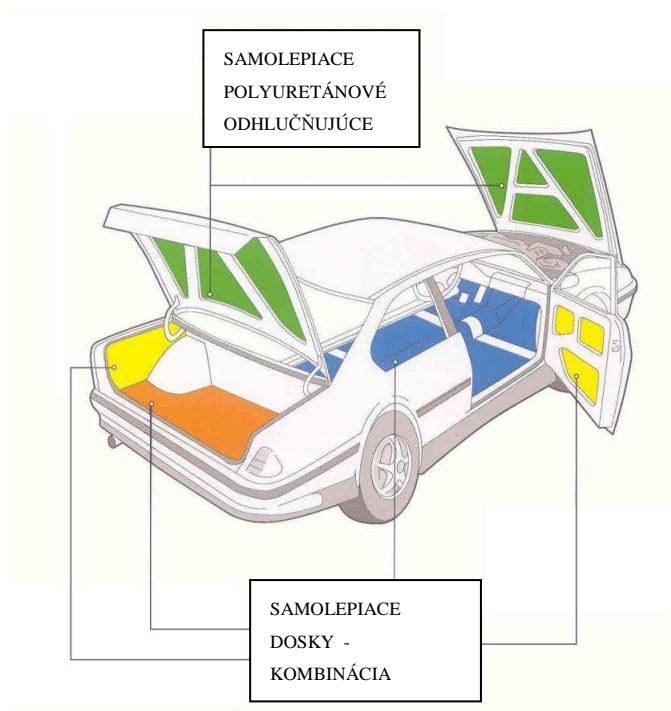
bodovo zváraný
profil



lepený profil-semicrashové
(štandardné) lepidlo

Obr. 14 Spájané profily po axiálnej skúške

- tesnosť spoja - zvýšenie koróznej odolnosti karosérie
- zníženie hlučnosti karosérie - použitie protihlukových izolácií, obr. 15 [17].

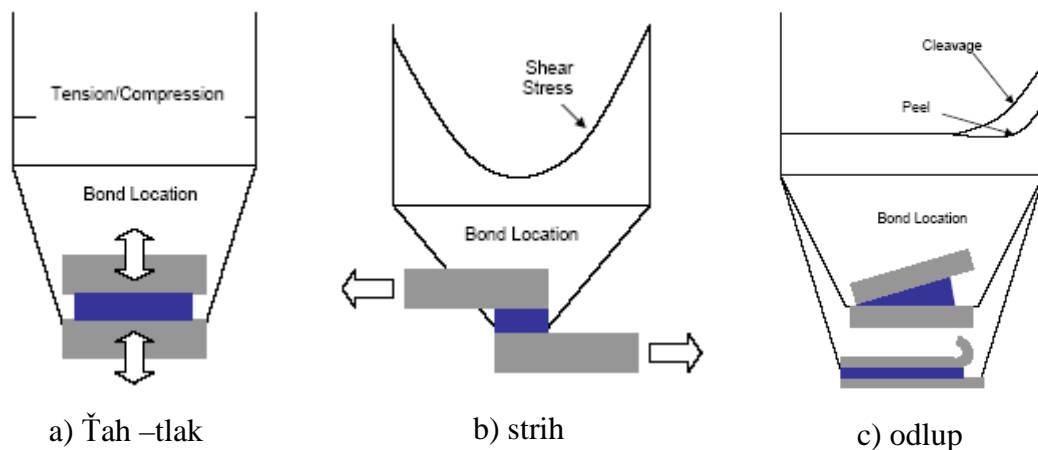


Obr. 15 Použitie protihlukových izolácií v automobile

3.1.2 Nevýhody lepených spojov

Lepené spoje sú známe pre ich vysokú strihovú pevnosť. Ťahová pevnosť je však nízka ako aj horšie vlastnosti v odlupe.

Pri zaťažovaní ťahom, tlakom je rozloženie napätí pri tuhých adhezívach rovnomerné (prípád 1). Pri zaťažovaní šmykom je rozloženie napätí nerovnomerné – okraje sú zaťažované výraznejšie než stred (prípád 2). Pri zaťažovaní odlupom alebo štiepením je extrémne zaťažovaný iba okraj spoja, zvyšok ostáva nevyužitý (prípád 3), obr. 16 [18].



Obr. 16 Spôsoby namáhania a rozloženie napätí lepených spojov

- malá odolnosť pri zvýšených teplotách
- úprava povrchov - u materiálov s nedostatočnými adhezívnymi vlastnosťami (plasty) sú nutné špeciálne úpravy povrchov pred lepením (napr. použitie aktivátorov)
- nutnosť úprav plôch pred vlastným lepením (dôležitá je čistota a rovinnosť povrchu lepených plôch)
- dlhá doba vytvrdzovania- spoj nemôžeme okamžite zaťažiť (maximálna pevnosť sa dosahuje až po určitej dobe) [17].

4 KONŠTRUKCIA AUTOMOBILOV Z HĽADISKA BEZPEČNOSTI

Bezpečnosť každého automobilu je daná množstvom parametrov a automobily musia spĺňať mnoho národných a medzinárodných predpisov, ktoré majú zaistiť čo najväčšiu bezpečnosť posádky vozidla pri jeho prípadnej havárii. Bezpečnosť vozu sa obvykle delí do dvoch oblastí, na bezpečnosť aktívnu a pasívnu.

▪ Aktívna bezpečnosť

Prvky aktívnej bezpečnosti sú systémy, technické zariadenia a vlastnosti vozidla, ktoré pomáhajú zabrániť alebo predchádzať dopravným nehodám.

K prvkom aktívnej bezpečnosti patrí predovšetkým:

- stabilizačný systém
- kvalitné brzdy
- presné riadenie
- celý rad elektronických protiblokovacích, protišmykových a stabilizačných systémov [19].

Výrobcovia sa snažia zlepšovať aktívnu bezpečnosť pomocou rôznych systémov, ako je ABS, ESP atď.

Z hľadiska bezpečnosti je dôležité pohodlie vodiča, dobrá ergonómia, dostatočný výhľad, teplota v kabíne atď. Dobré jazdné vlastnosti, dostatočne pružný a výkonný motor, optimálna trakcia automobilu, to všetko prispieva k zvýšeniu úrovne aktívnej bezpečnosti.

▪ Pasívna bezpečnosť

Medzi prvky pasívnej bezpečnosti patria:

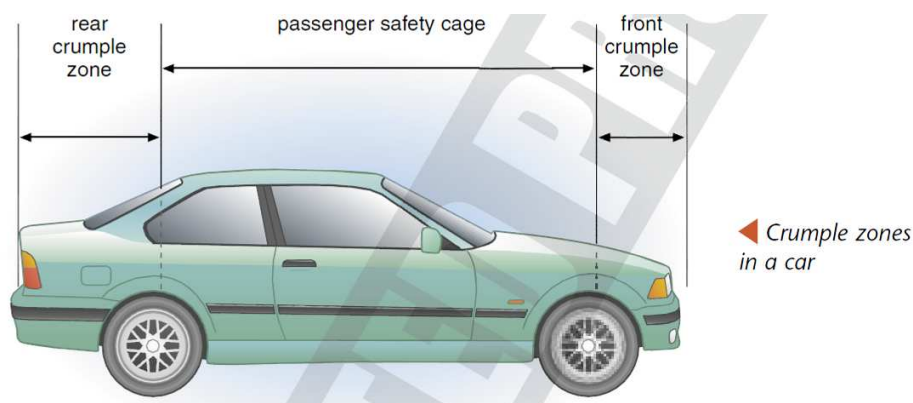
- bezpečnostné pásy a airbagy
- deformačné zóny karosérie
- iné (deformovateľný volant a pedále, opierka hlavy) [20].

Z hľadiska pasívnej bezpečnosti je veľmi dôležitá dostatočná pevnosť kabíny pre posádku a vhodné deformačné zóny, ktoré pohltia energiu nárazu. Novšie vozidlá majú obvykle pevnejšiu karosériu, čo síce zvyšuje ich hmotnosť a spotrebu a znižuje zrýchlenie, ale zvyšuje pasívnu bezpečnosť.

Štruktúra karosérie musí z hľadiska pasívnej bezpečnosti spĺňať dve dôležité funkcie. Nosná štruktúra musí mať pri kolízii podľa druhu namáhania dostatočnú schopnosť absorpcie energie, ktorá zaručuje neprekročenie biomechanických tolerančných limitov. To znamená, že nosná štruktúra karosérie musí mať pri deformácii takú silovú charakteristiku, aby oneskorenie človeka vo vozidle neprekročilo medzné hodnoty. Na druhej strane nesmie byť deformácia nosnej štruktúry tak veľká, aby bol narušený vnútorný priestor pre posádku. Moderné vozidla do svojich konštrukcií začleňujú konštrukčné prvky z nových materiálov, ktoré majú posilniť pevnosť štruktúry, a to tak, aby radikálne ovplyvnili jej priestorové usporiadanie alebo jej hmotnosť. Špeciálne technológie lisovania konštrukčných častí, ktorá umožňuje kombináciu rôznych vlastností kovov, umožňuje výrobcovi cielene umiestniť mimoriadne pevné materiály do exponovaných miest bez toho, aby celá kostra musela byť vyrobená z jedného materiálu rovnakej pevnosti [1].

4.1 Deformačné vlastnosti štruktúry karosérie

Veľkosť kinetickej energie nárazu, ktorá musí byť premenená na deformačnú prácu štruktúrou obklopujúci priestor pre cestujúcich, závisí na intenzite zrážky a smeru zrážky. K absorpcii nárazovej energie sú vhodné predné a zadné časti vozidla vzhľadom k dostatočným dĺžkam deformačných zón, obr. 17. Bočná štruktúra umožňuje len malé množstvo absorpcie energie, nakoľko potrebné deformačné dĺžky sú veľmi malé [21].



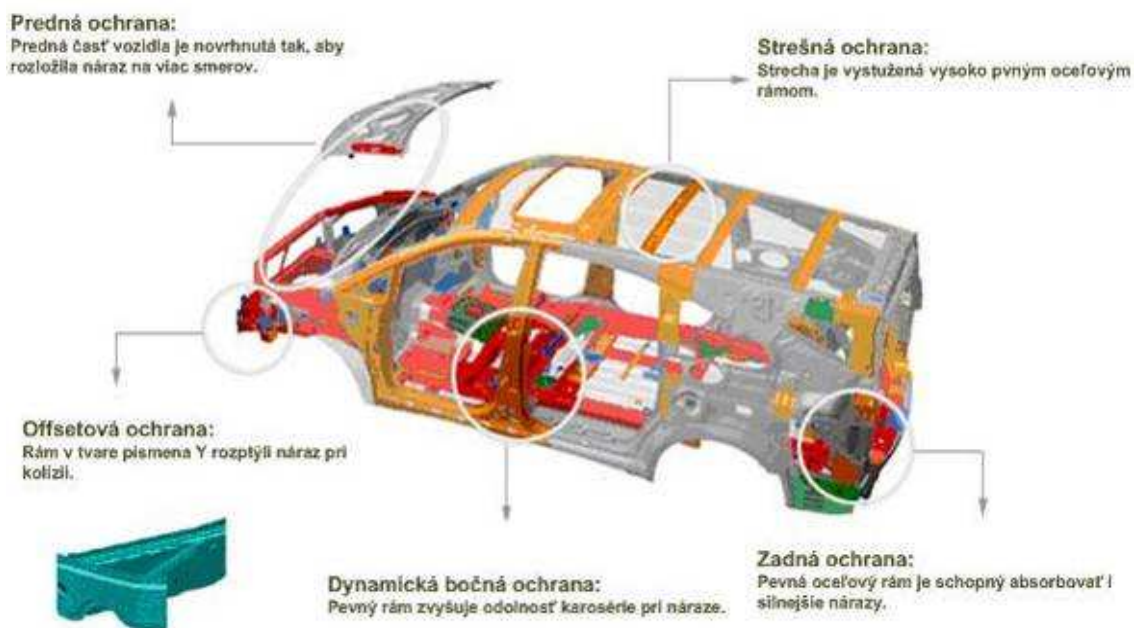
Obr. 17 Deformačné zóny v automobile

Vhodným navrhnutím deformačných zón je možné vytvoriť vozidlo, ktoré zaručuje bezpečnosť nie len pasažierov, ale i bezpečnosť chodcov [21].

4.1.1 Deformačné zóny

Jedná sa o časť karosérie alebo nosnú štruktúru automobilu, najčastejšie vpredu a vzadu, navrhnutú tak, aby sa pri náraze jeho energia aspoň sčasti spotrebovala na deformáciu jednotlivých prvkov. Najväčšej účinnosti sa dosahuje ich vhodným tvarom, profily sú navrhované počítačovými metódami za pomoci simulácie pôsobiacich vnútorných síl. Výsledok sa overuje tzv. bariérovou skúškou vozidla, príp. ďalšími nárazovými skúškami. U moderných automobilov je deformačnými zónami obklopený celý priestor pre cestujúcich, aby v ňom boli dostatočne chránení nielen pri najčastejších nárazoch spredu a zozadu, ale i z boku, príp. pri prevrátení vozidla [22].

Vhodne navrhnutá karoséria má schopnosť riadne odkloniť sily vzniknuté pri deformácii vozidla, obr. 18. Vysokopevné ocele umiestnené do strategických miest vo vozidle umožňujú odviesť nárazovú energiu mimo priestor pre cestujúcich [23].

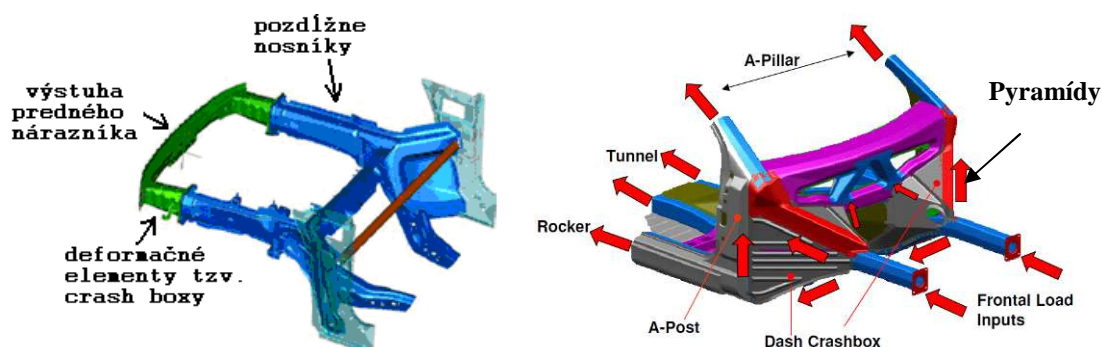


Obr. 18 Bezpečnostné prvky v konštrukcii automobilu

Použitie vysokopevných plechov v automobile umožňuje dobrý prenos rázového zaťaženia konštrukcie do celého rámu, pričom veľká časť energie je spotrebovaná na deformačnú prácu. Týmto veľmi prispievajú k bezpečnosti a ochrane posádky automobilu [24-25].

4.1.1.1 Predná časť

Predná časť je najčastejšie vystavená deformáciám pri zrážkach a je určená na absorpciu energie [28]. Jedná sa o časť karosérie alebo nosnej štruktúry automobilu, navrhnutú tak, aby sa pri náraze jeho energia aspoň z časti spotrebovala na deformáciu jednotlivých prvkov. Najdôležitejšie časti z hľadiska čelného nárazu sú nárazníky, deformačné elementy tzv. crash boxy a pozdĺžne nosníky, obr. 19 [26].



Obr. 19 Predná nárazová zóna

Najväčšia účinnosť sa dosahuje vhodným tvarom a profilmi navrhovanými počítačovými metódami za pomoci simulácii pôsobiacich vonkajších síl [26]. Pri zrážke automobilu sa energia rozkladá na viacero častí. Väčšina energie ide na plastickú deformáciu, časť sa spotrebuje na elastickú deformáciu, energia na šírenie sa trhlín a teplo.

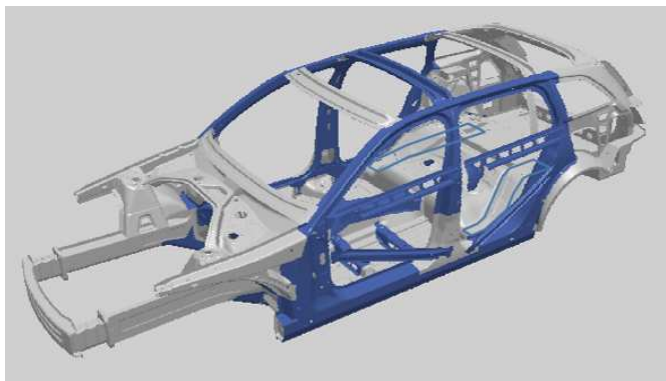
Rozdelenie energie počas čelného nárazu podľa Euro NCAP (1300 kg, 50 km/h):

- Predný nárazník = 7,9 %
- Deformačné elementy tzv. crash boxy = 6,5 %
- Pozdĺžne nosníky = 18 %
- Podporný rám = 15,1 %
- Pyramídy = 15,8 %
- Deformovateľná bariéra = 36,7 % [27].

4.1.1.2 Bočná časť

Ďalšou skupinou sú oblasti, v ktorých by deformácia vo väčšej miere spôsobila ohrozenie bezpečnosti. Takými zónami je napr. bočná časť automobilu, kde deformačné dĺžky sú veľmi malé a bočná štruktúra umožňuje len malé množstvo absorpcie energie [27]. Pri bočnom náraze sú vonkajšie nosné diely štruktúry v oblasti priestoru pre

cestujúcich (prahy dverí a nosníky dverí) namáhané najmä v smere priečnej osi vozidla, tzn. na ohyb, obr. 20.



Obr. 20 Bočná nárazová zóna

Tým vznikajú vo väzbe štruktúry ťahové a tlakové sily. Tento druh namáhania umožňuje omnoho menšiu špecifickú absorpciu energie než napr. stlačovanie nosníka pri čelnom alebo zadnom náraze.

Najčastejšie využívané materiály pre túto časť konštrukcie sú UHSS z dôvodu vysokej pevnosti a malej schopnosti sa deformovať, aby bola zaručená ochrana posádky v prípade bočného nárazu [29].

4.1.2 Odolnosť proti nárazu

Automobilová odolnosť voči nárazu je definovaná ako vlastnosť, ktorá zaistí pri zrážke primeranú ochranu pasažierov. Ďalšou vlastnosťou je odolnosť konštrukcie voči malým nárazom tak, aby nedochádzalo k jej poškodeniu.

Nárazy môžeme rozdeliť:

1. **Pomalé** - rýchlosť (0–8 km/h) predpokladá sa že nedôjde k žiadnemu poškodeniu. Tlmiče absorbujú všetku kinetickú energiu.
2. **Stredné** - rýchlosť (13–20 km/h) zrážka s nízkymi cenovými nákladmi na opravu. Všetka kinetická energia sa sústreďuje do priestoru a konštrukčných dielov, ktoré sa jednoducho nahradia a opravujú.
3. **Veľké** - rýchlosť (50–60 km/h) zrážka s minimálnym poranením pasažierov. Celá kinetická energia musí byť vyčerpaná riadeným spôsobom. Vzhľadom na odolnosť voči nárazu majú materiálové vlastnosti veľký význam.

5 KONCEPCIA LOMOVEJ MECHANIKY

Klasifikáciou a štúdiom lomov sa zaoberá lomová mechanika. Lomy môžeme rozdeliť podľa rôznych kritérií. Napríklad podľa absorpcie energie, podľa morfológie lomovej plochy, podľa mechanizmu porušenia a pod.

V prípade konštrukčných ocelí sa najčastejšie používa lineárna lomová mechanika, ktorá definuje lomovú húževnatosť ako kritickú hodnotu faktora intenzity napätia. Treba ešte pripomenúť, že aj v celistvom telese môžu vznikať necelistvosti napr. pri plastickej deformácii z dislokačných reakcií, kde hlavnú úlohu hrá nakopenie dislokácií pred hranicou zrna, pred dvojčat'om, pred časticou sekundárnej fázy, alebo vzájomné reakcie dvojčiat a nakoniec (napr. počas únavy) aj v perzistentných sklzových pásoch.

Dôležitým a rozhodujúcim faktorom, ktorý nepriaznivo pôsobí v reálnych podmienkach namáhania, sú povrchové a vnútorné necelistvosti a heterogenity v objeme materiálu, ako sú trhliny, dutiny, ostré náhle zmeny prierezu, tzv. koncentráto ry napätia, zhľuky inklúzií, najmä nekovových prímiesí, chemická a štruktúrna nehomogenita a pod. Uvedené chyby, tzv. defekty celistvosti objemu a štruktúry, spôsobujú, že pevnostné a deformačné charakteristiky namáhanej časti alebo konštrukcie nezodpovedajú hodnotám, ktoré sa zistili pri normalizovanej skúške materiálu. Plastickej deformácia a lom potom vznikajú v týchto lokalizovaných miestach a odolnosť namáhaného telesa proti porušeniu bude definovaná analýzou napätia a plastickej deformácie v okolí defektu. Teleso, ktoré obsahuje koncentrátor napätia vo forme vrubu, trhliny a pod., sa začne porušovať v tomto kritickom mieste, kde špička napätia môže niekoľkonásobne prevýšiť nominálne napätie, ktoré pôsobí v miestach objemu telesa vzdialených od trhliny. Pri dostatočne vysokom lokálnom napätí môžu byť na vrchole trhliny porušené medziatómové väzby, trhlina začne rásť a vyvolá celkové porušenie telesa [29].

Podľa oblastí deformácie pri namáhaní sa lomová mechanika delí:

5.1 Lineárna elastická lomová mechanika (LELM)

Pri LELM musí platiť, že plastickej zóna pred čelom trhliny je malá)

- Hnacia sila trhliny (crack driving force - G)
- Faktor intenzity napätia (stress intensity factor - K)
- K-T koncepcia [30].

5.2 Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)

EPLM platí pre materiály, v ktorých pri zaťažovaní vznikla rozsiahla plastická deformácia na čele trhliny ($\epsilon_{pl} > 0$) [30].

- Otvorenie v koreni trhliny (crack tip opening displacement - CTOD)
- J-integrál (J-integral)
- J-Q koncepcia

LELM je založená na analýze veľkosti a distribúcie napätia a deformácie v tesnej blízkosti koreňa trhliny. Pri napäťovej analýze tuhých telies s trhlinou sa predpokladajú tri základné spôsoby namáhania (otvárania) trhliny a separácie materiálu v jej koreni,

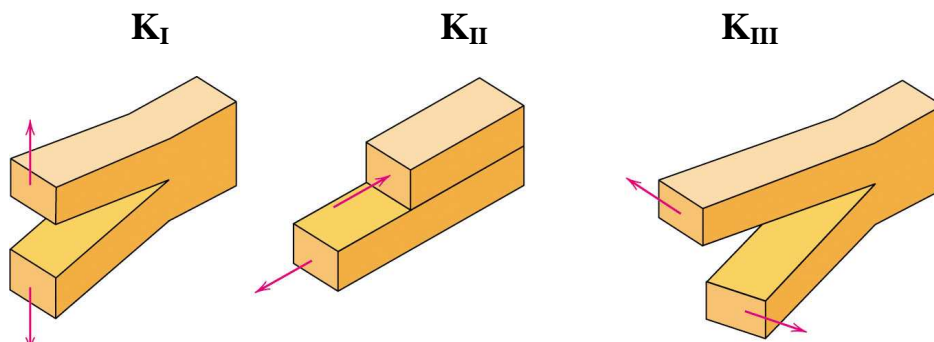
Mód I – otvárací mód zodpovedá otváraniu trhliny ťahovým napätím kolmým na trhlínu.

Pritom v závislosti od hrúbky telesa môže v oblasti koreňa trhliny nastať dva rôzne stavy napätosti: stav rovinnej napätosti a stav rovinnej deformácie.

Mód II – šmykový mód je charakterizovaný rovinnou šmykovou deformáciou (premiestňovaním) od šmykového napätia kolmo na čelo trhliny.

Mód III – trhací mód predstavuje šmykové premiestňovanie (antirovinná šmyková deformácia) rovnobežne s čelom trhliny).

Podľa týchto troch základných spôsobov namáhania trhliny sa hodnoty súčiniteľa intenzity napätia rozlišujú označením: K_I , K_{II} , K_{III} , obr. 21 [31].



Obr. 21 Základné spôsoby otvárania trhliny

Irwin ďalej rozviedol Griffithovu teóriu, pričom nesledoval zmenu energie v celom telese, ale zameral sa len na napäťové pole bezprostredne v blízkosti koreňa trhliny.

Zistil, že napätie pri koreni trhliny sa dá vyjadriť dvojparametrovou veličinou, vychádzajúcou z upravenej Griffithovej rovnice [32]:

$$\sigma\sqrt{\pi a} = \sqrt{2E\gamma} \rightarrow K = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (1)$$

K - súčiniteľ intenzity napätia, σ - pôsobiace napätie, a- rozmer trhliny

Kritickú hodnotu súčiniteľa intenzity napätia dosiahne vtedy, ak jeden z parametrov (σ , a) prekročí limitnú hodnotu [31].

K lomu telesa dôjde vtedy, keď zaťaženie vyjadrené súčiniteľom intenzity napätia K dosiahne kritickú hodnotu materiálovej charakteristiky – lomovej húževnatosti K_C .

Lomová húževnatosť K_C ako materiálová charakteristika musí byť nezávislá od:

- spôsobu namáhania (ťahom, ohybom)
- rozmerov skúšobného telesa, aspoň v určitých medziach

Toto je splnené v podmienkach rovinnej deformácie, keď σ_x ; σ_y ; σ_z ; ϵ_x ; $\epsilon_y \neq 0$ ale $\epsilon_z = 0$.

Aby mohla byť hodnota lomovej húževnatosti prehlásená za platnú, musia byť splnené podmienky rovinnej deformácie a musí platiť nasledujúci vzťah:

$$B, a, (W - a) \geq 2,5 \cdot \left(\frac{K_c}{R_e} \right) \quad (2)$$

Jedným z najdôležitejších kritérií lomu pri konštrukcii automobilu je energetické hľadisko šírenia lomu. Z konštrukčného hľadiska je výskyt nestabilného lomu veľmi nebezpečný a snažíme sa jeho výskyt minimalizovať konštrukčnými úpravami, redukciami koncentrátorov napätí, voľbou materiálu a pod. [33].

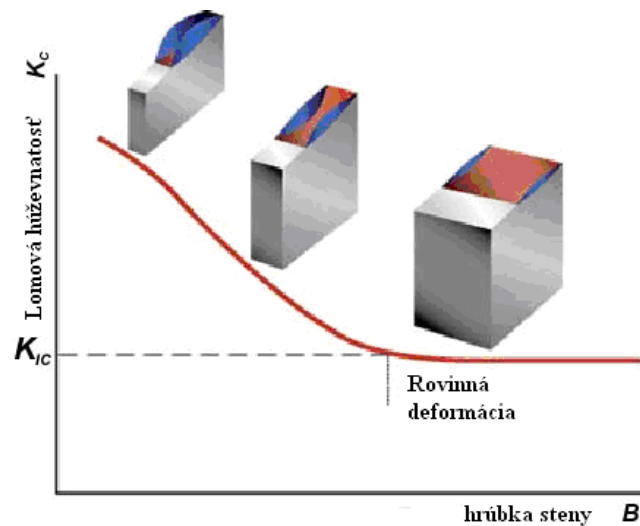
Na lomovú húževnatosť má vplyv:

1. Rýchlosť zaťažovania

Všeobecne vedie zvyšujúca sa rýchlosť zaťažovania (rýchlosť deformácie) k poklesu lomovej húževnatosti.

2. Constraint efekt

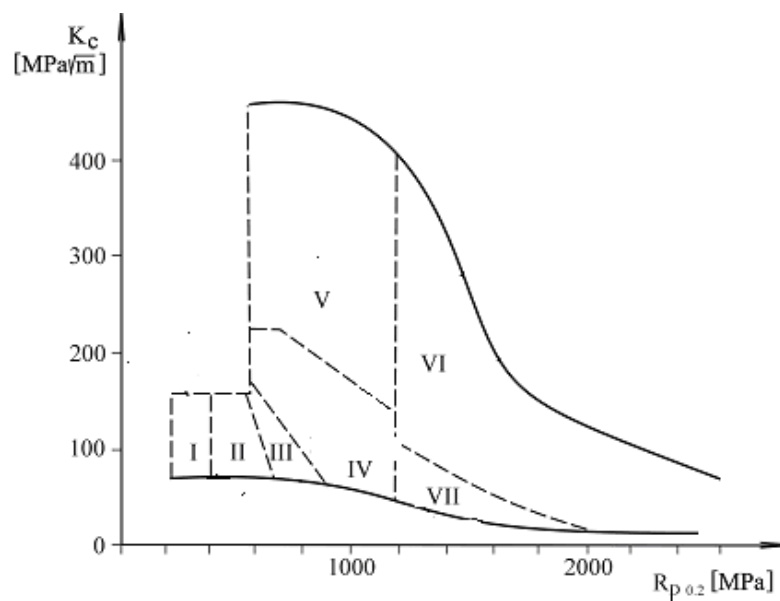
Tento pojem sa pomerne často vyskytuje v lomovej mechanike. Jeho prvotné vymedzenie súviselo s prechodom zo stavu rovinnej deformácie do stavu rovinnej napätosti v závislosti na hrúbke telesa. Závislosť lomovej húževnatosti na hrúbke telesa ukazuje obr. 22 [33].



Obr. 22 Závislosť lomovej húževnatosti od hrúbky

3. Materiál

Vplyv má veľkosť zrna, prekalenie, povrchové tepelné spracovanie, čistota (predovšetkým obsah síry). Závislosť lomovej húževnatosti niektorých ocelí od medze sklzu je na obr. 23 [30].

Obr. 23 Závislosť lomovej húževnatosti od $R_{p0.2}$

Jednotlivé oblasti zahŕňajú: I – nelegované zvariteľné ocele, II – zušľachtené nelegované ocele, III – tepelne spracované nízkoalegované oceli, IV – vysokolegované oceli, špeciálna metalurgia a tepelné spracovanie, V – maraging ocele, VI – stredne legované vysokopevné ocele, VII – nové materiály.

Ako je z obrázku zrejmé, u jednotlivých druhov materiálov sa znižuje ich húževnatosť s rastúcou medzou sklzu.

Hodnotenie odolnosti materiálov voči stabilnému rastu trhliny je dostatočne prepracované pre väčšie hrúbky a v statických podmienkach, nie však pre hrúbky používané na karosérie automobilu (1-2 mm). Tieto materiály musia v prípade nárazu mať dostatočne veľkú odolnosť voči rastu trhliny iniciovanej nárazom a garantovať tak bezpečnosť [34].

4. Hrúbka telesa

Hodnota lomovej húževnatosti je závislá na hrúbke telesa. Príčinou je to, že s klesajúcou hrúbkou telesa rastie podiel rovinnej napätosti a rastie podiel šmykových okrajov na lomovej ploche.

Empiricky zistený vzťah pre hodnotu lomovej húževnatosti K_c telesa hrúbky B :

$$K_c = K_{IC} \sqrt{1 + \frac{1,4}{B^2} \left(\frac{K_{IC}}{R_{P0,2}} \right)^4} \quad (3)$$

kde K_{IC} je hodnota lomovej húževnatosti v stave rovinnej deformácie a $R_{P0,2}$ je medza sklzu [30].

Stabilný rast trhliny sa prakticky okrem prípadov tečenia a únavy uplatňuje pri tvárnom (húževnatom) lome kovových materiálov. Stabilný rast trhliny závisí od mechanických vlastností daného materiálu a jeho schopnosti deformácie. Pri vyčerpaní plasticity materiálu dochádza k stabilnému rastu trhliny. V praxi je zložité stanoviť presný začiatok vzniku trhliny. Je to kontinuálny proces, pri ktorom spájaním mikro dutín v štruktúre materiálu dochádza k ich postupnému zväčšovaniu až do lomu.

Trhliny sú nežiaducim prvkom v karosérii automobilu, avšak pozorovanie mechanizmu vzniku a rastu stabilnej trhliny nám môže poskytnúť dôležité informácie o rezerve bezpečnosti a o odolnosti vysokopevných ocelí voči stabilnému rastu trhlín. K tomuto cieľu bolo vyvinuté kritérium R-kriviek [35-36].

6 SKÚŠKY OCEĽOVÝCH PLECHOV V STATICKÝCH PODMIENKACH

6.1 Skúška mikrotvrdomosti podľa Vickersa (Hanemann)

Táto metóda je založená na rovnakom princípe ako Vickersova metóda [32], s tým rozdielom, že zaťažujúca sila je menšia v rozsahu od 1 g do 1000 g. Voľba veľkosti zaťažujúcej sily závisí od hrúbky a tvrdosti skúšaného predmetu S klesajúcou zaťažujúcou silou (so znižujúcou sa veľkosťou vtlačku) presnosť merania klesá [37].

Mikrotvrdosť HV sa stanoví podľa vzťahu:

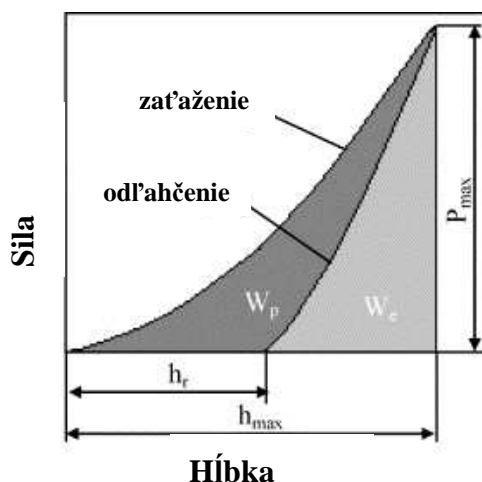
$$HV = 1854,4 \cdot \frac{F}{d^2} \quad (4)$$

F – skúšobné zaťaženie, v N, d – priemer dvoch dĺžok uhlopriečok d_1, d_2 v μm .

6.2 Skúška indentačnej tvrdosti

Pri meraní indentačnej tvrdosti (DSI – depth-sensig indentation) sa využívajú podobné postupy ako pri meraní mikrotvrdomosti. Rozdiel je vo veľkosti zaťažujúcej sily, ktorá sa pohybuje až do úrovne 1 nN.

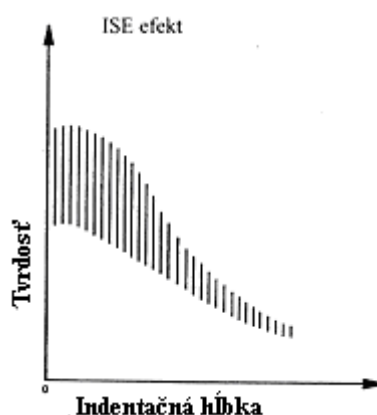
Princíp skúšky: Indentor (sférický, kónický, Vickers a Berkovich) je vtlačaný do povrchu ocele predpísanou silou v (mN, μN) a je meraná penetračná hĺbka. Výsledkom skúšky sú tzv. indentačné krivky, ktoré udávajú závislosť veľkosti zaťažujúcej sily (os y) a od hĺbky (os x), obr. 24 [38].



Obr. 24 Indentačná krivka

Intendančná krivka reálneho materiálu zahrňuje vplyv elastickej aj plastickej deformácie. Z hľadiska vyhodnocovania výsledkov je výhodnejšie, aby ku plastickej a elastickej deformácii dochádzalo postupne. To sa dosahuje použitím nanindentoru v tvare guľičky, avšak jej výroba je veľmi zložitá, preto sa globálne preferuje Berkovichov ihlan [39].

Na rozdiel od Vickersovej skúšky makrotvrdoti je hodnota indentačnej tvrdosti ovplyvnená veľkosťou zaťažujúcej sily, teda aj hĺbkou vtlačku, tzv. ISE efekt (Indentation Size Effect), ktorý je spôsobený tým, že pri malých zaťaženiach je veľkosť vtlačku výrazne ovplyvnená elasticou deformáciou, obr. 25 [37].



Obr. 25 ISE efekt

Pri odľahčení indentoru sa vplyvom elastickej deformácie vtlačok zmenší. Porovnaním hodnôt získaných pri meraní makrotvrdoti a mikrotvrdoti platí, že hodnoty získané meraním mikrotvrdoti budú vyššie než hodnoty získané meraním makrotvrdoti [38].

Meranie indentačnej tvrdosti sa v súčasnosti využíva k zisťovaniu tvrdosti tenkých povrchových vrstiev, hodnotenie povrchových úprav výrobkov a meranie tvrdosti fáz materiálov, a taktiež k zisťovaniu mechanických vlastností materiálov (elastoplastické, lomové alebo únavové). Modul pružnosti materiálov je možné určiť z krivky pri odľahčení. Tento modul sa nazýva indentačný modul pružnosti – E_{IT} . V ideálnom prípade sa rovná modulu pružnosti zisteného statickou skúškou v ťahu- Youngov modul pružnosti. Tento modul však môže byť ovplyvňovaný vo veľkej miere materiálovými vlastnosťami (napr. piling-up) [39].

Z literatúry je známe, že tvrdosť fáz DP ocelí sa pohybuje pre ferit okolo 2-3 GPa [30-42] a martenzit okolo 6-8 GPa [43].

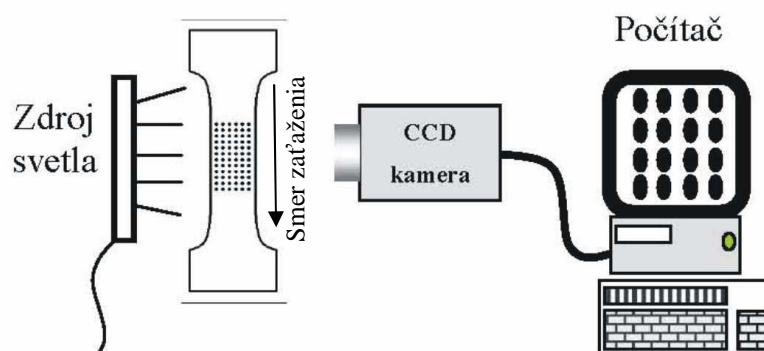
6.3 Statická skúška v ťahu

Statická skúška v ťahu je najviac rozšírená skúška, pri ktorej sa získavajú základné mechanické charakteristiky. Výsledkom statickej skúšky v ťahu je diagram napätie-deformácia, ktorý nám podáva obraz o mechanických vlastnostiach plechu, avšak nedáva jednoznačné informácie o jeho chovaní pri tvárnení [44].

6.3.1 Meranie lokálnych deformácií pri statickej skúške v ťahu

6.3.1.1 Prahovacia technika - videoextenzometer ME46

Videoextenzometria je bezkontaktná metóda, ktorá využíva na snímanie deformácií monochromatickú CCD (Charge-Coupled Device) kameru a počítač, ktorý pomocou príslušného softvéru spracováva signál z kamery. Princípom videoextenzometrie je snímanie obrazu pomocou CCD kamery z povrchu skúšobného telesa, obr. 26 [45-46].



Obr. 26 Princíp videoextenzometrie

V snímanej oblasti sú vhodne nanesené kontrastné body (čierne body na svetlom povrchu vytvárajú požadovaný kontrast). Kontinuálnym snímaním v čase a zaznamenávaním súradníc ťažísk týchto bodov pomocou softvéru Dot-measuring je možné vyhodnocovať deformácie medzi jednotlivými bodmi [44]. Softvér Dot-Measuring ukladá obrázky vo formáte bmp synchronne s textovým súborom. Obrázok je vyhodnocovaný pomocou obrazovej analýzy v programe Image Pro 3. Výsledkom sú x, y súradnice ťažísk jednotlivých bodov. Program funguje na princípe vyhodnocovania elementov [45].

Deformačné mapy boli vytvorené pomocou programu MATLAB s nadstavbou VDTK, ktorá umožňuje:

- výpočet deformácií
- výpočet gradientov
- výpočet deformácií v bodoch, líniách a častiach plochy
- komplexné štatistické spracovanie
- rýchlosti deformácií, v bodoch a častiach plochy
- priemernú skutočnú deformáciu v priebehu statickej skúšky v ťahu
- priemerné skutočné napätia v priebehu statickej skúšky v ťahu
- medzu pevnosti

6.3.1.2 DIC - digital image correlation – ARAMIS

ARAMIS je bezdotykový, optický 2D alebo 3D merací systém pre meranie deformácií, ktorý k sebe priradzuje kvadratické alebo pravouhlé výrezy snímok, tzv. fazety (napr. 15x15, 16x16, 19x19 pixelov) v rôznych obrazoch.

Systém ARAMIS sleduje deformácie skúšobných telies na snímkach pomocou veľkého počtu kvadratických alebo pravouhlých faziet. Každá platná fazeta tvorí po prepočte jeden merací bod. Nastavovanie parametra faziet je preto veľmi dôležité pre výpočet a znázornenie predĺženia. Štandardná fazeta (15 x 15 pixelov) je kompromisom medzi presnosťou a dobou výpočtu. Pre normálne projekty merania deformácie je najvýhodnejšia [47-48]. Ak je veľkosť fazety väčšia ako štandard t.j. viac ako 15 x 15 pixelov:

- zlepšuje sa presnosť výsledných meracích bodov
- výpočet vyžaduje viac času
- už nie je možné dobre vystihnúť lokálne vplyvy vo vnútri fazety

Grafické znázornenie výsledkov nám dáva optimálny obraz o správaní sa skúšobného telesa v priebehu deformácie. ARAMIS rozozná na digitálnom obraze z kamery povrchovú štruktúru skúšobného telesa a priradí pixelom snímku súradnice. Prvý snímok predstavuje stav bez deformácie. V priebehu deformácie skúšobného telesa nasledujú ďalšie snímky. ARAMIS potom porovnáva digitálne snímky a prepočítava posuv deformačných charakteristík objektu. Pokiaľ vykazuje skúšobné teleso málo charakteristík, napr. v prípade homogénneho povrchu je potrebné povrch najprv

spracovať vhodnou metódou, napr. pomocou stochastickej farebnej vzorky, na povrch je nanesená vrstva tzv. speckle, obr. 27 [49].

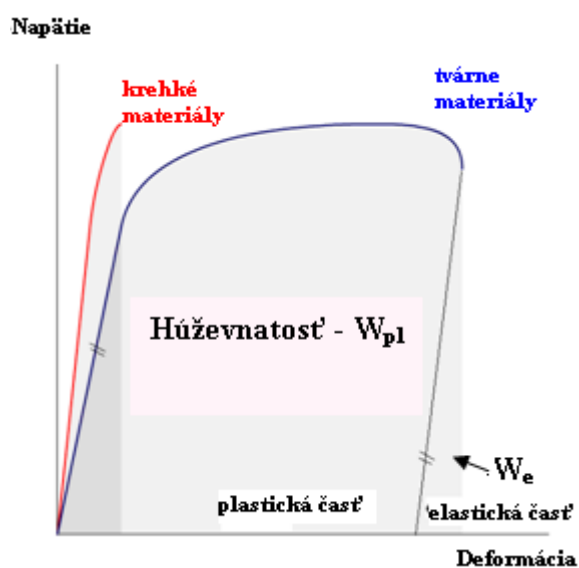


Obr. 27 Vzor nanesenia-speckle

6.3.2 Húževnatosť

Vysokopevné ocele sa v karosérii automobilu využívajú v oblasti deformačných zón, preto poznanie vlastností môže priniesť užitočné informácie, ktoré možno využiť pri predikcii v prípade nárazu. Pre posúdenie vhodnosti vysokopevných ocelí na konkrétnu aplikáciu v konštrukcii automobilu je dôležité poznať prácu, ktorá sa spotrebuje na plastickú deformáciu až do porušenia – húževnatosť.

Húževnatosť - w_{pl} je možné ju určiť ako plochu pod krivkou ťahového diagramu, ktorá je vyjadrovaná v J/m^3 , obr. 28.



Obr. 28 Húževnatosť pri statickej skúške v ťahu

$$W_{pl} = \int_0^{\Delta L} F d(\Delta L) - \frac{f \Delta L_{el}}{2} \quad (5)$$

Kde: F – sila v N, ΔL – celková absolútna deformácia v mm

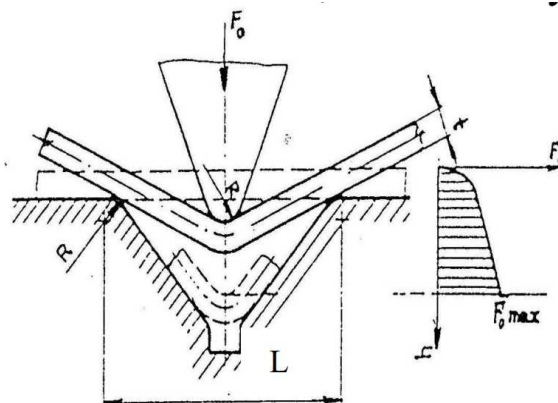
6.4 Skúšky tváriteľnosti

Je známe, že vysokopevnostné ocele majú rozdielne mechanizmy porušenia ako bežné hlbokotlačné ocele. To je spôsobené hlavne lokálnym porušením, ktoré je bežne pozorované pri tvárnení, zapríčinené multifázovou štruktúrou a fázovými premenami počas deformácie [50]. Tieto lokálne porušenia nemusia nutne súvisieť s n -hodnotou, R -hodnotou alebo celkovým predĺžením [51-52]. Preto je vhodné testovať tieto materiály pri rôznych napätiach a rýchlostiach [53-54]

6.4.1 Trojbodový ohyb do tvaru V

Ohybová skúška tiež umožňuje stanoviť modul pružnosti E u materiálov, u ktorých to nevieme presne určiť z ťahových alebo tlakových skúšok. Pri ohybe je napätie rozložené tak, že v horných vrstvách je ťahové a smerom k neutrálnej osi sa znižuje a cez nulové napätia v dolnej polovici prierezu sa mení na tlakové.

Teleso je podopierané ako nosník dvoma podperami a konštantnou rýchlosťou ohýbané tŕňom pôsobiacim uprostred tak dlho, pokiaľ sa teleso nezlomí alebo pokiaľ deformácia nedosiahne vopred stanovené hodnoty, obr. 29 [55].



Obr. 29 Ohýbanie do tvaru V

6.4.1.1 Výpočet sily a práce pri ohýbaní do tvaru V

Ohýbaný výrobok sa považuje za nosník medzi dvoma podperami vo vzdialenosti L zaťažený uprostred silou F_0 . Potom maximálna sila pri ohybe pre obdĺžnikový prierez je daná rovnicou [55]:

$$F_{\max} = R_m \frac{b \cdot t^2}{L} \quad (6)$$

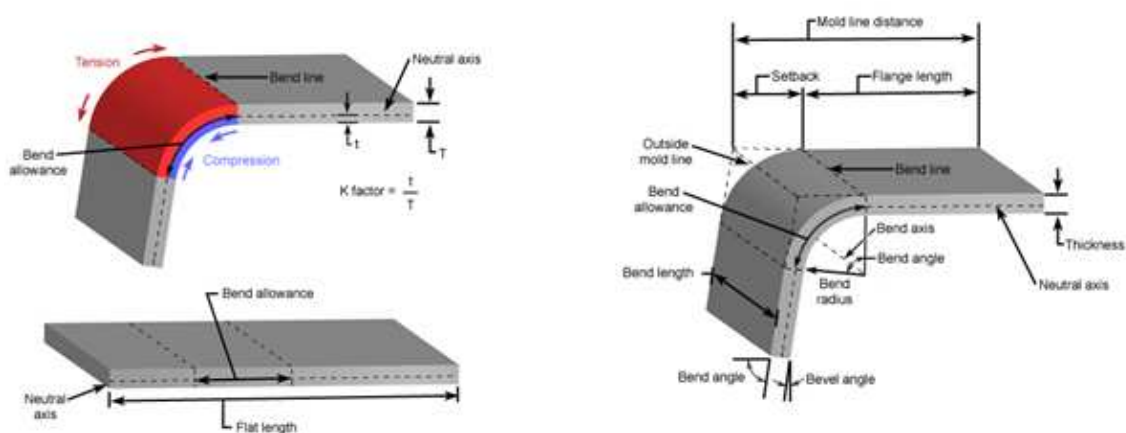
kde: F_{\max} - maximálna ohýbacia sila [N], b - šírka polotovaru [mm], t - hrúbka polotovaru [mm], R_m - medza pevnosti materiálu [MPa], L - vzdialenosť medzi podperami [mm].

Práca, ktorá sa spotrebuje na ohyb sa vypočíta podľa:

$$A = F_{\max} \cdot h \cdot k_1 \quad (7)$$

kde: h - zdvih (koncová poloha resp. prieťah) [mm], k_1 koeficient priebehu F ($k_1 = 1/3$)

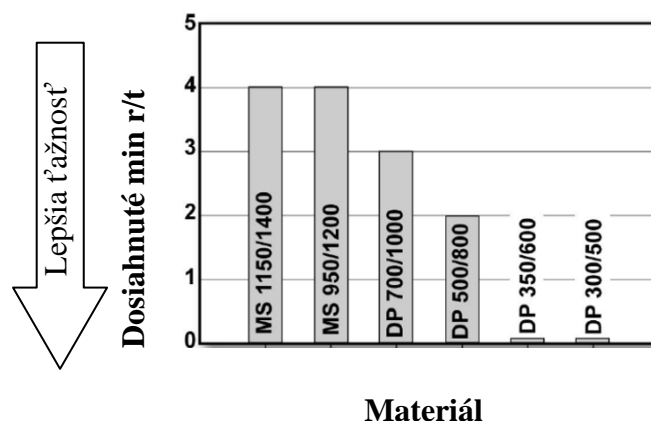
Počas procesu ohýbania dochádza na vonkajšej strane ohýbaného materiálu k ťahovému namáhaniu, zatiaľ čo na vnútornej dochádza k tlakovému, obr. 30 [55].



Obr. 30 Schéma ohýbania

K porušeniu dôjde vtedy, keď ťahové napätie na vonkajšej strane presiahne kritickú hodnotu. Deformácia pri trojbodovom ohybe závisí vo veľkej miere na uhle ohybu, polomere razníka, hrúbky plechu a skutočného napätia v priereze [55]. Lokálna deformácia na vonkajších vláknach môže byť vyššia než samotná ťažnosť materiálu. Niektoré výskumy preukázali na materiáli DP980, že ťažnosť ocele dosahovala 16% pri skúške v ťahu, zatiaľ čo ťažnosť v ohybe bola 40% [54].

Schopnosť plechu ohýbať sa je často meraná pomerom R/t (polomer ohybu/hrúbka materiálu). Menší pomer r/t indukuje lepšiu schopnosť sa ohýbať bez porušenia, obr. 31 [56-57]. Praskanie materiálu (vznik trhlín na vonkajšej strane) nastane v okamihu, keď dôjde k prekročeniu kritickej hodnoty polomeru ohybu R/t , čo môže byť spôsobené spevnením materiálu, stavom materiálu (žiháný, tvárnený za studena a pod.) a tiež priebehom vlákien. Os ohybu by mala byť kolmá na smer vlákien materiálu (v tom prípade je však odpruženie väčšie) alebo minimálne pod uhlom 30° .



Obr. 31 Schopnosť ohybu u AHSS ocelí

Pri návrhu ohýbaných dielov je nutné rešpektovať požiadavky na hodnoty polomeru ohybu. Polomer ohybu musí byť aspoň taký, aby sa v krajných vláknach prekročila medza sklzu, inak by nedošlo k plastickej deformácii. Polomer však nesmie byť ani príliš malý, aby deformácia krajných vlákien neprekročila hodnotu ťažnosti. Polomer ohybu sa má voliť z hľadiska odpruženia čo najmenší, ale vzhľadom k tvárnosti a hrúbke ohýbaného plechu, čo najväčší. Inak by došlo k deštrukcii v ohýbanom priereze.

Minimálny polomer ohybu - polomer, pri ktorého prekročení by na vonkajšej ťahovej strane došlo k porušeniu materiálu v krajných vláknach.

Závisí predovšetkým od tvárnosti materiálu, druhu materiálu, hrúbky plechu, spôsobu ohýbania a kvality povrchu a vypočítame ho zo vzťahu:

$$R_{\min} = \frac{t}{2} \cdot \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) = c \cdot t \quad (8)$$

kde: t – hrúbka plechu, ε_c – kritická deformácia resp. predĺženie → pri jeho prekročení dôjde k porušeniu ohýbaného materiálu (napätie presiahne medzu pevnosti v ťahu R_m) [mm], c - koeficient [-]

Maximálny polomeru ohybu - polomer, pri ktorom v krajných vláknach na ťahovej strane dôjde k trvalej deformácii a vypočítame ho zo vzťahu:

$$R_{\max} = \frac{t}{2} \cdot \left(\frac{E}{R_e} - 1 \right) \quad (9)$$

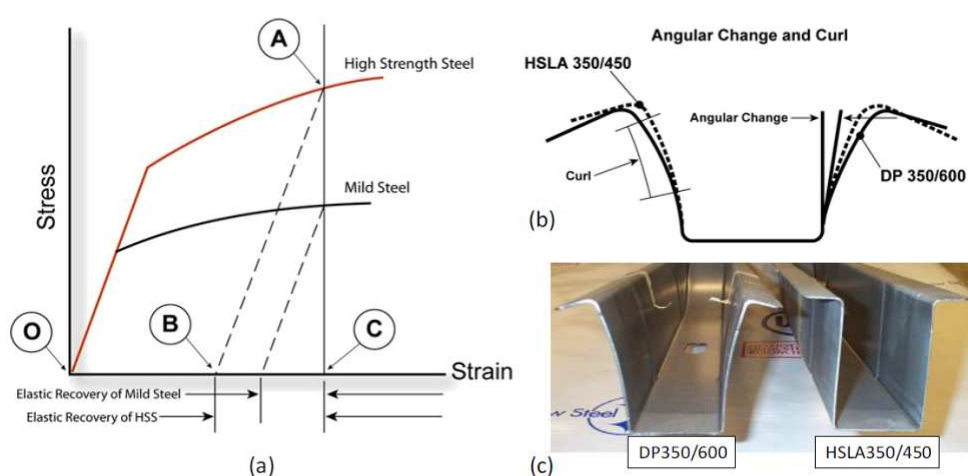
kde: t – hrúbka [mm], E - modul pružnosti [MPa], R_e - medza sklzu [MPa]

6.4.1.2 Skúška odpruženia

Po tvárnení a po vymiznutí pôsobiaceho napätia dochádza k vratným procesom v dôsledku odpruženia, ktoré spôsobujú odchýlky od požadovaného tvaru.

AHSS resp. UHSS sú charakteristické vysokou pevnosťou a veľkým deformačným spevnením v porovnaní s HSS, preto aj odpruženie pri tvárnení týchto ocelí na požadovaný stupeň deformácie je vyššie ako u HSS, obr. 32 [58].

Veľkosť uhla odpruženia (springback SB) závisí od druhu materiálu, polomeru ohybu a spôsobu ohýbania [58].



Obr. 32 Schéma odpruženia a) znázornenie vratnej deformácie b) typy odpružení c) porovnanie odpružení AHSS a HSS

Odpruženie môžeme korigovať alebo eliminovať rôznymi metódami:

- ohýbaný materiál sa pretvorí navyše o hodnotu uhlu odpruženia, ktorá sa určí podľa empirických vzorcov alebo z tabuliek. Nástroj sa musí navrhnuť s korekciou o uhol γ
- použije sa kalibrácia, t.j. zväčší sa lisovacia sila na konci lisovacieho cyklu, dochádza k miestnej plastickej deformácii v mieste ohybu a hodnota odpruženia sa znižuje, až prípadne vymizne úplne
- použijú sa prelisy na výlisku, kedy sa odpruženie odstráni takmer úplne.

7 SKÚŠKY OCEĽOVÝCH PLECHOV V DYNAMICKÝCH PODMIENKACH

Dynamické testovanie oceľových plechov sa stáva čoraz viac dôležitým vzhľadom na potreby optimalizácie vozidiel pre prípad zrážky a bezpečnosť cestujúcich. Citlivosť na deformačnú rýchlosť, ako aj nárast pevnosti s rastúcou rýchlosťou deformácie ponúka potenciál pre zlepšenie absorpcie energie pri zrážke vozidla [59].

V súčasnosti existuje mnoho testovacích zariadení, ktoré dokážu simulovať podmienky dynamického namáhania, ako sú napr. servo-hydraulický systém, ťahový hopkinsonov bar systém (SHB), tlakový hopkinson bar systém, single bar systém, pádová veža (drop tower), rotačné kladivo. Napriek tomu neexistujú záväzné pokyny k testovacím metódam, rozmerom skúšobných telies, meracím zariadeniam a iným dôležitým otázkam, ktoré by zabezpečili kvalitné a porovnateľné výsledky [60].

Pri kvázistatických rýchlostiach sa deformácia rozkladá v priebehu skúšky homogénne. S narastajúcou rýchlosťou deformácie, čas potrebný na dosiahnutie homogénnej deformácie v elastickej oblasti so snímačom sily sa približuje testovaciemu času, čo vedie nutne k šíreniu elastických vĺn. Pri rýchlostiach vyšších ako $10^1/\text{s}$, signál zaťažujúcej sily je výrazne rušený odrazenými elastickými vlnami. Rozdelenie metód zaťažovania podľa rýchlosti deformácie sú uvedené v tab. 2.

Tab. 2 Rozdelenie skúšok podľa rýchlosti deformácie

Trvanie skúšky (s)	10^6	10^2	10^{-2}	10^{-5}	10^{-7}	
Rýchlosť deformácie (s ⁻¹)	0	10^{-5}	10^{-1}	10^2	10^4	10^6
	creep	kvázi-statika	stredná	vysoká	veľmi vysoká	
Metódy zaťažovania	Konštantná sila resp. napätie	Pneumatické resp. skrutkové mechanizmy	Pneumatické resp. mechanické zariadenia	Mechanický náraz alebo náraz spôsobený výbuchom	Ľahká plynová pištoľ alebo výbušne riadená platňa	
← Zotrvačné sily sú zanedbateľné →			← Zotrvačné sily sú podstatné →			

Vyhodnocovanie napätovo-deformačných charakteristík kovových materiálov v dynamických podmienkach so sebou prináša určité ťažkosti. Pri rýchlosti deformácie $>10 \text{ s}^{-1}$ je signál rušený prechodom vln. Rýchlosť pri ktorej odrazené vlny vznikajú je funkciou rýchlosti zvuku a dĺžky skúšobného telesa [32].

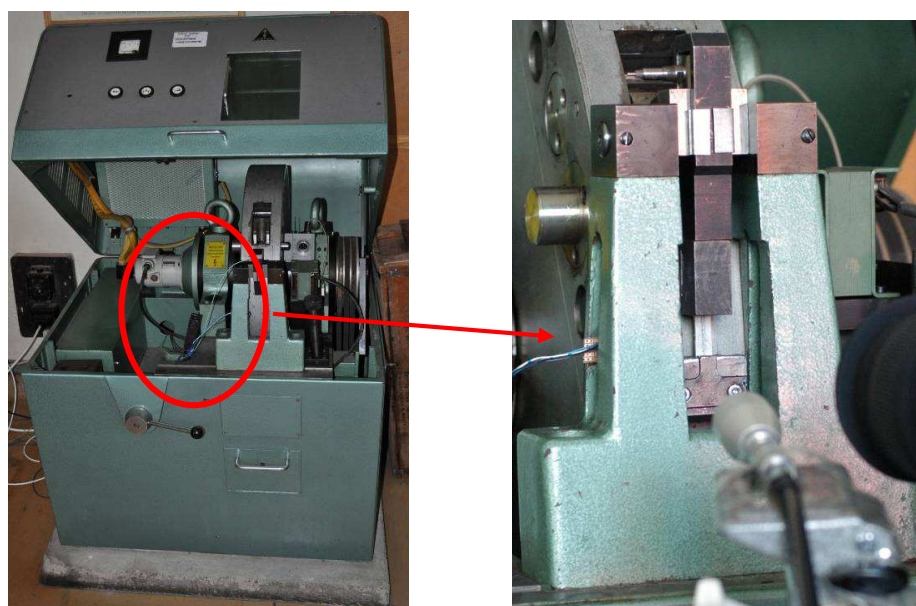
$$f = \frac{C}{2L} \quad (10)$$

kde: f – frekvencia odrazených vln, C – rýchlosť zvuku, L – dĺžka skúšobného telesa

Z toho vyplýva, že v nekonečne dlhom skúšobnom telese vlny nevznikajú, zatiaľ čo vo veľmi krátkom skúšobnom telese je frekvencia odrazených vln vysoká.

7.1 Dynamická skúška v ťahu – rotačné kladivo RSO

Princíp skúšky rázovým kladivom RSO je založený na veľkej hybnosti rotačného zotrvačníka [61], obr. 33.

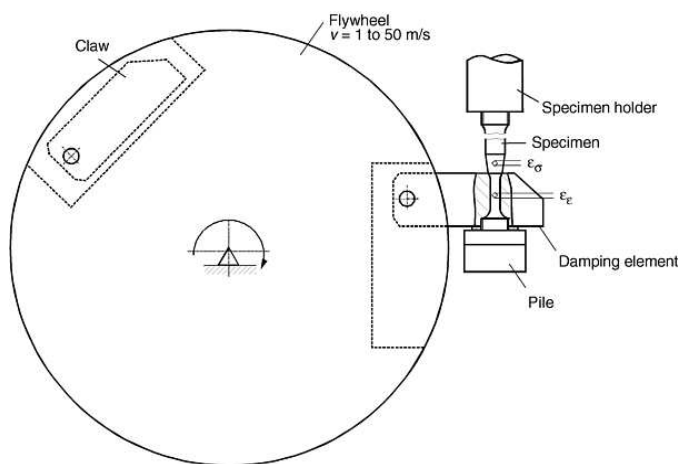


Obr. 33 Zariadenie pre dynamické skúšanie – RSO kladivo

Jeden koniec skúšobného telesa je upevnený v držiaku a na druhom konci je upevnený rozšírený člen určený na zachytenie trhacím kladivom. Po roztočení rotačného zotrvačníka na požadované otáčky sa vysunú zo zotrvačníka trhacie čeľuste, ktoré zachytia daný člen a prenesú kinetickú energiu na koniec telesa, ktorú roztrhnú, obr. 34. Signál vychádzajúci z rotačného kladiva RSO je zosilnený v zosilňovači, a následne spracovaný v osciloskope.

Parametre RSO kladiva:

- Rýchlosť zaťažovania: od $5\text{--}50\text{ ms}^{-1}$
- Maximálna energia: 175 kJ
- Hmotnosť rotačného člena: 200 kg
- Maximálna rýchlosť deformácie: 3000 s^{-1}
- Zaťažovanie:
 - ťahom
 - ohybom
 - tlakom



Obr. 34 Schéma RSO kladiva s upnutým skúšobným telesom

7.2 Skúška rázom v ohybe (skúška vrubovej húževnatosti)

Skúška vrubovej húževnatosti sa využíva veľmi často pre svoju jednoduchosť, jej interpretácia je však problematická. Výhodou tejto skúšky je, že môže jednoducho poskytnúť informácie o efektoch, ktoré sa ťažko získavajú ostatnými skúškami. Príkladom môže byť degradácia materiálov vplyvom ožiarenia, vplyv prímiesí na lomové vlastnosti atď. Nevýhodou tejto skúšky je, že je to iba porovnávacia skúška. Neexistuje jednoznačne spoľahlivá možnosť prepočtu medzi rôznymi typmi telies a rôznymi geometriami vrubov. Empiricky však bolo dokázané, že reálnym konštrukciám s väčšou hrúbkou prislúcha nižšia hodnota vrubovej húževnatosti, než je hodnota vrubovej húževnatosti stanovená pre normované skúšobné teleso [62].

Skúška spočíva v prerazení skúšobného telesa pomocou Charpyho kladiva, pričom skúšobná tyč má uprostred normalizovaný vrub a je podoprená na oboch koncoch.

Nárazová práca sa stanovuje v jouloch a je meradlom odolnosti materiálu proti nárazovému namáhaní. Z nárazovej práce sa stanovuje hodnota vrubovej húževnatosti. Štandardne vykonaná skúška sa riadi normou STN EN 875.

7.2.1.1 Skúška rázom v ohybe pre tenké plechy

Zo znižujúcou sa hrúbkou skúšobného telesa sa zvyšuje možnosť prechodu od trojosového k dvojsovému stavu napätosti. To má za následok väčšiu plastickú deformáciu materiálu a väčší podiel šmykových napätí na lomovej ploche. Kvôli plastickej deformácii sa taktiež posúva prechodová teplota materiálov k teplotám - 100°C, takže stanovenie prechodu medzi tvárnym a krehkým správaním sa materiálu je značne problematické. Pokiaľ je hrúbka plechu menšia ako 10 mm, potom nie je možné previesť štandardnú skúšku podľa Charpyho, rovnako je zložité stanoviť hodnotu lomovej húževnatosti pre vysokopevné plechy malých hrúbok.

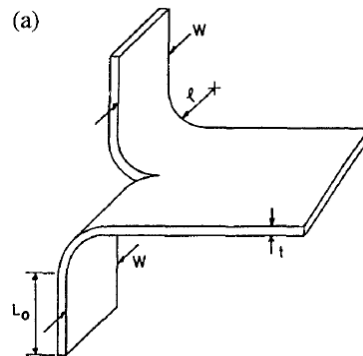
Skúšanie tenkých ocelových plechov z hľadiska vrubovej húževnatosti je predmetom skúmania mnohých autorov [63-65]. Jednou z možností ako dosiahnuť štandardizované hrúbky telesa je zostavenie telesa z viacerých rovnakých častí plechu tak, aby odpovedali norme (STN EN 10 045-1) 10x10x55 mm. Táto metodika sa napríklad skúša u firmy Arcelor. Jej použitie je diskutabilné, pretože väzba medzi prvkami je daná čapom, zoskrutkovaním resp. použitím adhezíva, ale v okolí čela trhliny sa nedá predpokladať rovinná deformácia vplyvom stiesnenia okolitým materiálom. Jednou z možností ako skúšať vysokopevné plechy je skúšať telesá so zníženou hrúbkou a následne použiť korelácie zistené z literatúry [66-68], prípadne použitie skúšobného telesa zostaveného z viacerých tenkých pásov plechu, tak aby odpovedala norme. V súčasnosti sa pracuje na vyhotovení normy, ktorá sa bude zaoberať touto problematikou skúšania vysokopevných ocelových plechov.

7.3 Trhacia skúška – mód III

Trhacia skúška bola vyvinutá na meranie lomovej húževnatosti R ocelových plechov a v niektorých prípadoch bola použitá na definovanie pevnosti v móde III tzv. „trhacia pevnosť“. Pre hodnotenie trhacieho módu tenkých plechov v statických podmienkach sa najčastejšie používajú dvoj- alebo troj-nožné skúšobné telesá. Skúška, ktorá popisuje trhanie plechov v móde III sa nazýva „nohavicová trhacia skúška“ (angl. trouser tearing test) [69].

7.3.1 Trhacia skúška pre dvoj-nožné skúšobné telesá

Pre „dvoj nožné“ skúšobné telesá, centrálna trhlina rozdeľuje teleso na dve rovnako široké časti, obr. 35.



Obr. 35 Skúšobné teleso (dvoj-nožné) – trhacia skúška

Mai and Cotterell [69] uvažovali iba energiu spotrebovanú na trhanie oceľových plechov. Keď sú „nohy“ skúšobných telies dostatočne dlhé, elastická ako aj plastická deformácia indukovaná v nohách, na ktoré pôsobí sila sú zanedbateľné. Potom práca externých síl F je celá spotrebovaná na lom.

Potom energia je vyjadrená vzťahom:

$$Fdu = \Gamma_e t da \quad (11)$$

Kde t – hrúbka telesa – vzdialenosť od bodu, F - aplikovaná sila, a - iníciačná hodnota dĺžky trhliny, Γ_e – práca spotrebovaná na lom.

Potom:

$$\Gamma_e = \frac{2F}{t} \quad (12)$$

Ak dĺžka „nohy“ nie je postačujúca musí byť do celkovej energetickej bilancie započítaná elastická aj plastická deformácia nohy [70].

Potom je energia vyjadrená:

$$Fdx = \frac{\Gamma_e t dx}{2} + dU_p \quad (13)$$

Kde dU_p – celková práca na ohyb

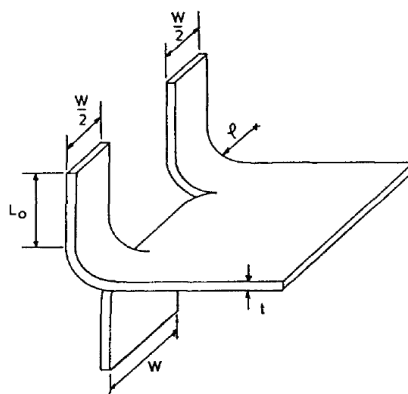
$$dU_p = \frac{\sigma_0 W t^{n+2}}{(n+1)(n+2)} \left(\frac{1}{\rho_0} \right)^{n+1} dx \quad (14)$$

Potom poslednými úpravami dostávame:

$$\frac{F}{t} = \frac{\Gamma_e}{2} + \frac{\sigma_0 W}{(n+1)(n+2)} \left(\frac{t}{\rho_0} \right)^{n+1} \quad (15)$$

7.3.2 Trhacia skúška pre troj-nožné skúšobné telesá

Skúšobné telesá pozostávajú z troch „nôh“, pričom stredná noha je modelovaná ako tenký nosník konštantnej hrúbky a šírky, obr. 36 [71-73].

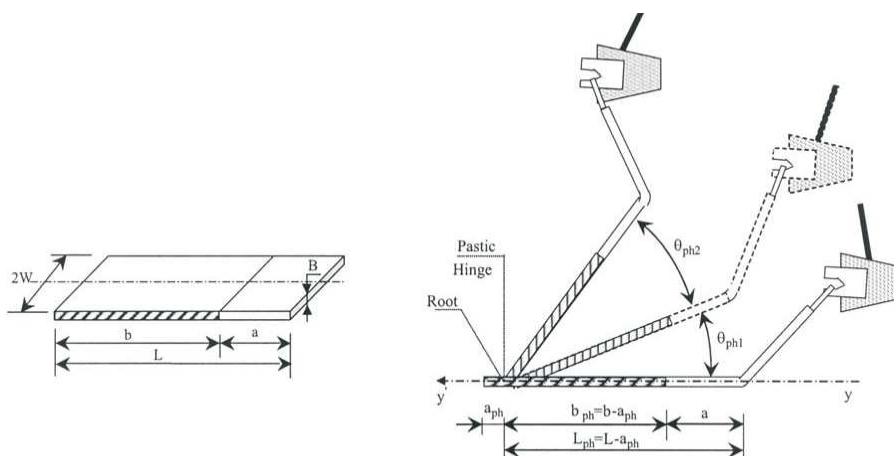


Obr. 36 Skúšobné teleso (troj-nožné) – trhacia skúška

7.3.3 Dynamická trhacia skúška

Problematikou skúšania oceľových plechov v dynamických podmienkach sa v minulosti zaoberali aj iní autori, ktorý sa pri svojich experimentoch opierali o teoretické poznatky J integrálu [74].

Dynamická trhacia skúška bola realizovaná pomocou Charpyho kladiva, pri ktorej je kladivo nahradené hákom, ktorý slúžil na zachytenie skúšobnej vzorky. Pri tejto skúške sa menila iba dĺžka ligamentu b podľa obr. 37, zatiaľ čo šírka „nôh“ zostáva rovnaká.



Obr. 37 Skúšobné teleso pre dynamickú trhaciu skúšku: a) pred b) po skúške

8 Súhrn literárnych poznatkov

Na základe preštudovanej literatúry bolo zistené, že v problematike UHSS sú dostatočne prepracované nasledujúce oblasti:

- stanovenie mechanických vlastností a tvrdosti UHSS
- tvárnenie UHSS
- ohýbanie AHSS z technologického hľadiska bez stanovenia lokálnej deformácie
- trhacia skúška v statických podmienkach pre dvoj resp. troj-nožné telesá.

Oblasti, v ktorých je možný ďalší výskum:

- skúšanie oceľových plechov v móde III v dynamických podmienkach
- popis procesu a hodnotenie lokalizácie deformácie v podmienkach ťahového namáhania
- stanovenie deformácie v statickom a dynamickom ohybe.

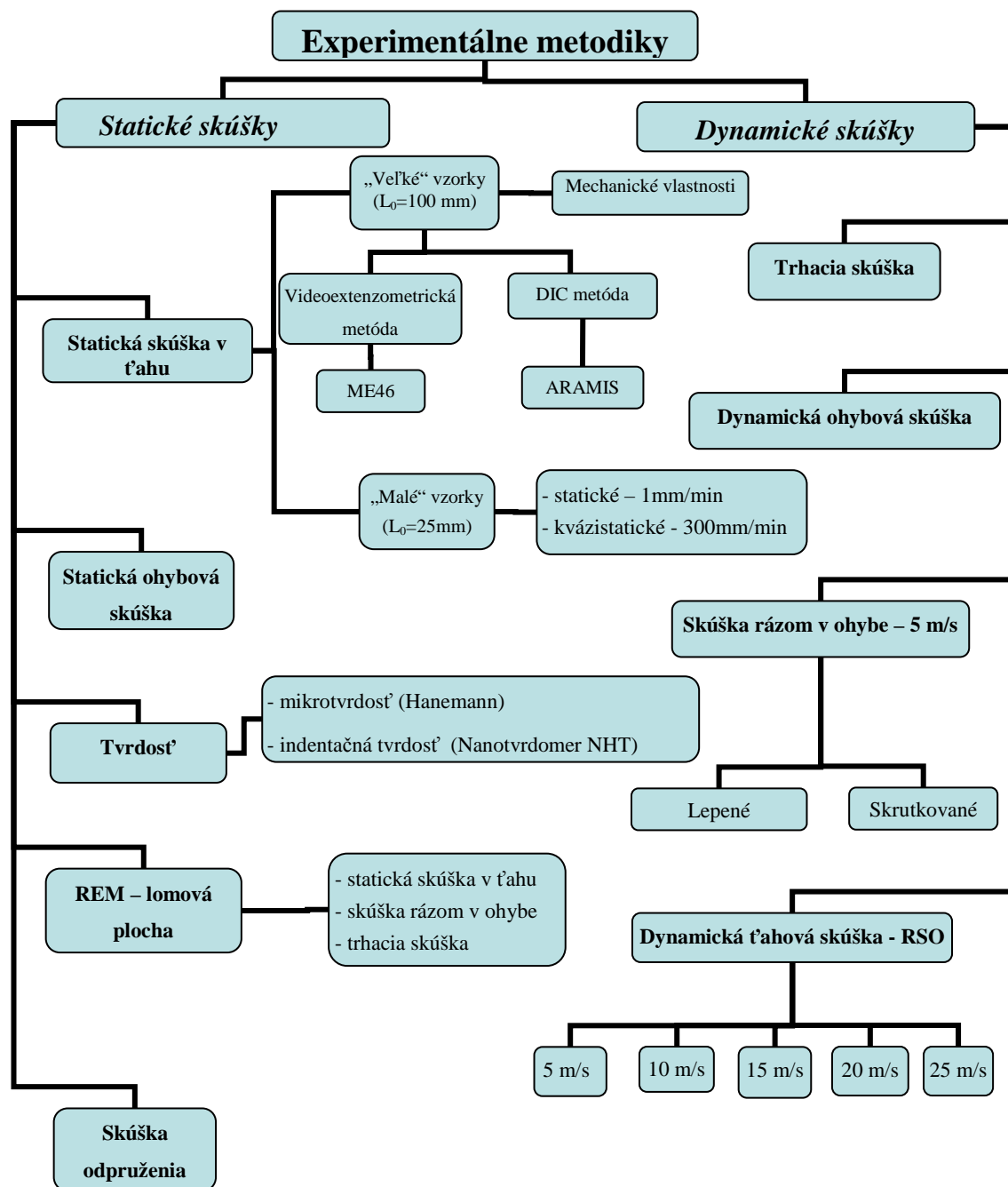
9 Tézy dizertačnej práce

Na základe preštudovanej literatúry sme sa rozhodli pre ďalší výskum v týchto oblastiach:

- ✓ Stanovenie materiálových charakteristík vysokopevných ocelových plechov v statických aj dynamických podmienkach
- ✓ Analýza lokálnych deformácií vysokopevných ocelových plechov v rôznych druhoch namáhania
- ✓ Stanovenie parametra popisujúceho veľkosť lokalizácie deformácie
- ✓ Návrh nových metodík pre skúšanie plechov v móde III v dynamických podmienkach
- ✓ Vzájomná komparácia ocelových plechov z hľadiska schopnosti absorbovať energiu

10 EXPERIMENTÁLNA ČASŤ

Na obr. 38 je prehľad realizovaných skúšok v rámci dizertačnej práce.



Obr. 38 Prehľad realizovaných skúšok

10.1 Experimentálny materiál

Na experimenty boli použité vysokopevné oceľové plechy DOCOL DP1000 (ďalej iba DP1000) a DOCOL 1400M (ďalej iba 1400M) hrúbky 1,8 mm.

1. DP 1000 – za studena valcovaná oceľ, vyrábaná špeciálnym tepelným spracovaním na kontinuálnych žihacích linkách.

2. 1400M – za studena valcovaná oceľ, vyrábaná pri špeciálnom tepelno-mechanickom spracovaní.

Oceľové plechy boli dodané v piatich tabuliach z automobilového závodu Škoda Auto Česká republika. Výrobcom týchto ocelí je firma SSAB Sweden Tunplate.

Označovanie ocelí:

Každá tabuľa bola označená číslom 1 až 5. Toto číslovanie bolo zachované aj pri výrobe skúšobných telies.

Príklad označovania 1L resp. 1T, pričom:

1 - označuje číslo tabule, z ktorej bolo skúšobné teleso odobrané

L,T - označuje smer valcovania – SV, (L – SV, T – kolmo na SV)

Oceľ DP1000 – tabule 1, 4

Oceľ 1400M – tabule 2, 3, 5

Chemické zloženie skúmaných vysokopevných oceľových plechov uvedené výrobcom je v tab. 3. Garantované mechanické vlastnosti ocelí dané výrobcom sú v tab. 4.

Tab. 3 Chemické zloženie skúmaných ocelí dané výrobcom v %

Oceľ	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Ti
DP1000	0,15	0,50	1,5	0,010	0,002	0,040	0,015	
1400M	0,17	0,20	1,40	0,010	0,002	0,040	0,015	0,025

Prameň: SSAB TUNPLATE SWEDEN

Tab. 4 Rozpätie mechanických vlastností dané výrobcom

Oceľ	R _{p0,2} [MPa]		R _m [MPa]	A _{80 min} [%]	Min. rádius (ohyb 90°)
	bez BH	s BH			
DP 1000	700-950	850	1000-1200	7	2 × t
1400M	1150	1350	1400-1600	3	3 × t

Prameň: SSAB Tunplate Sweden

V tab. 5 sú uvedené namerané mechanické vlastnosti ocelí, ktoré boli overené statickou skúškou v ťahu pri rýchlosti zaťažovania 1 mm/min.

Tab. 5 Priemerné namerané hodnoty mechanických vlastností ocelí

Materiál	R_{p0,2} [MPa]	R_m [MPa]	A₁₀₀ [%]
DP1000-1L	808	1027	12,7
DP1000-4T	795	1019	13,0
1400M-3L	1415	1459	4,6
1400M-3T	1405	1522	4,0

Hodnoty dané výrobcom a namerané hodnoty vzájomne korešponujú.

Tieto akosti oceľových plechov sa v súčasnosti používajú v konštrukcii automobilov ako výstuhy do nárazových zón (predná, bočná nárazová zóna).

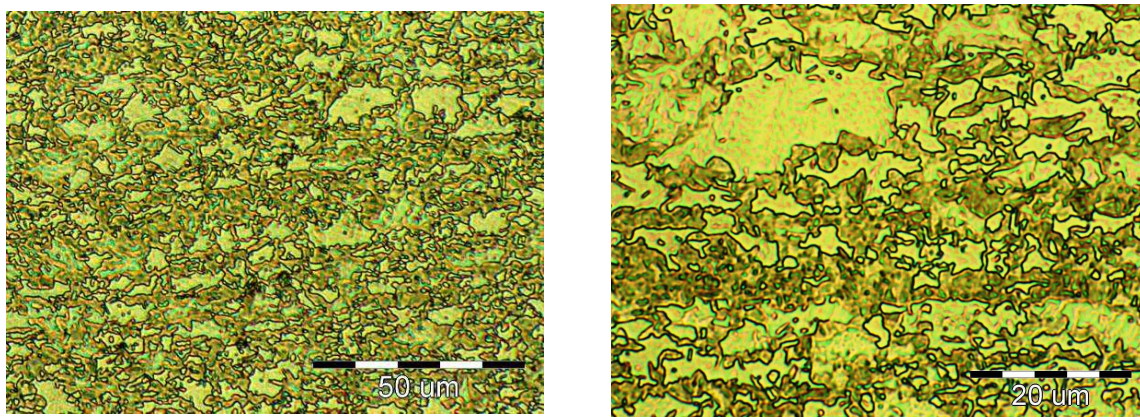
10.1.1 Mikroštruktúra ocelí

Na štandardne pripravených metalografických výbrusoch leptaných 2% nitalom boli pozorované mikroštruktúry na svetelnom mikroskope Olympus a na rastrovacom elektrónovom mikroskope JEOL JSM-7001F.

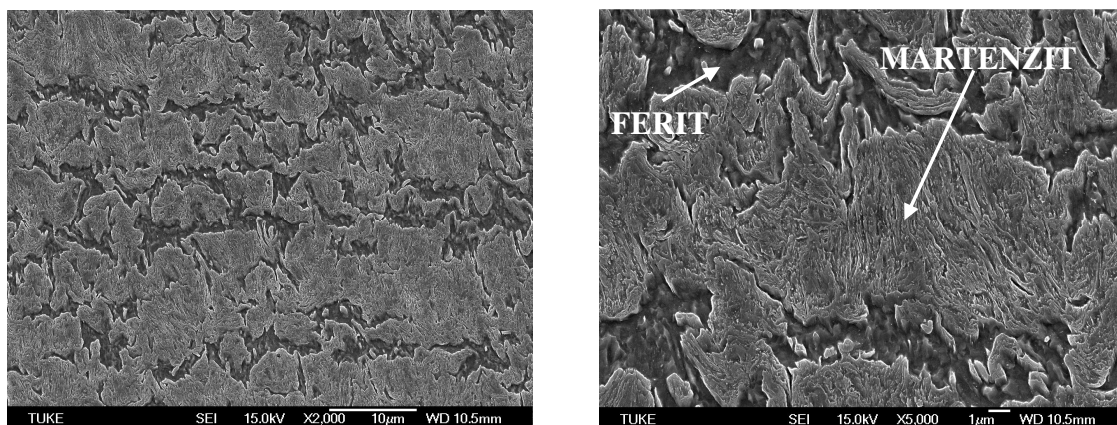
Z fotografií mikroštruktúr zo svetelného mikroskopu nebolo možné presne určiť podiel martenzitu v štruktúre, preto boli doplnené snímky z elektrónového mikroskopu.

10.1.1.1 Štruktúrna analýza

Oceľ DP1000 má jemnozrnnú štruktúru, ktorá pozostáva z mäkkej feritickej fázy, ktorá zabezpečuje tvárnosť ocele a tvrdej fázy martenzitu vo forme ostrovčekov, ktorá má spevňujúci účinok, obr. 39-40. Štruktúra je výrazne riadkovitá v smere valcovania. Podiel martenzitu v štruktúre sa pohybuje okolo 70%. Zrná dosahujú veľkosť 5-10 µm.

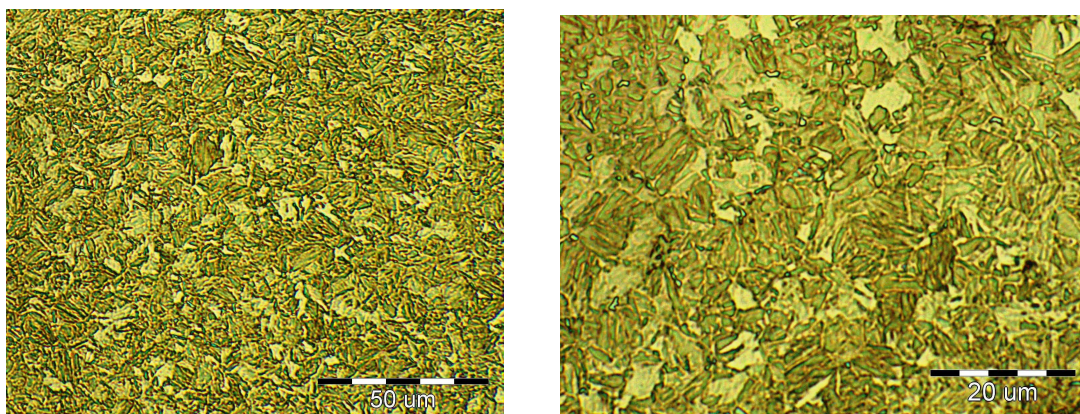


Obr. 39 Mikroštruktúra ocele DP1000 L – svetelný mikroskop

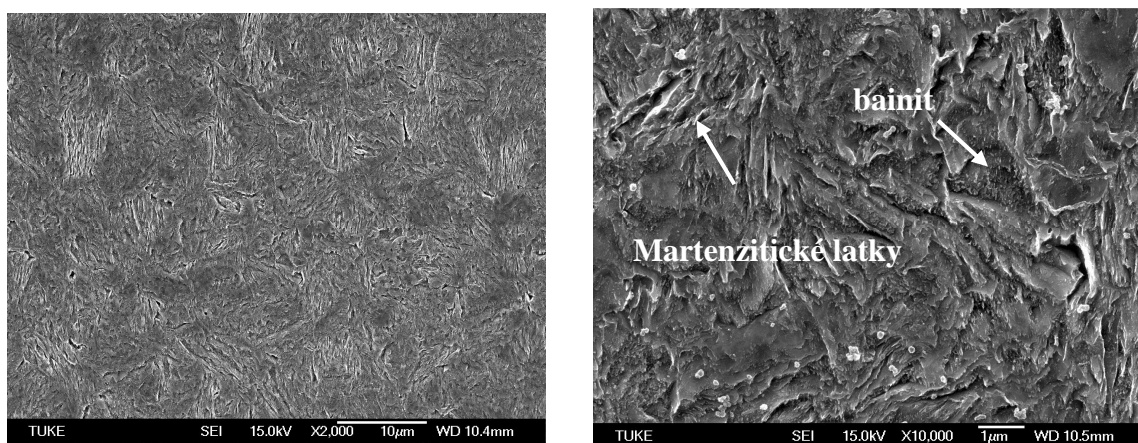


Obr. 40 Mikroštruktúra ocele DP1000 L – REM

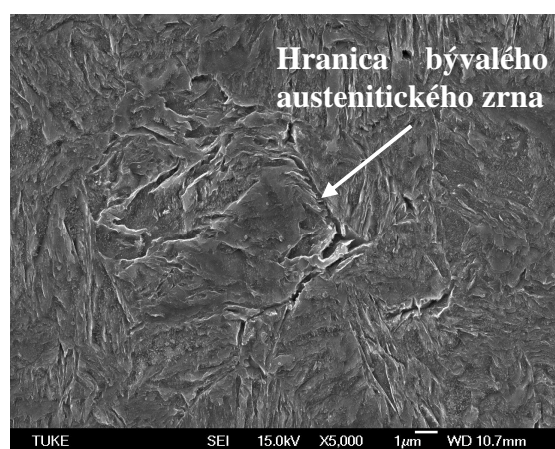
Oceľ 1400M je tvorená veľmi jemnozrnnou ihlicovitou štruktúrou martenziticko-bainitického charakteru. V štruktúre je prítomný nízkouhlíkový martenzit a dolný bainit, ktorý sa nachádza medzi martenzitickými latkami, obr. 41-42. Veľkosť zrna dosahuje veľkosť 5 – 10 µm. V niektorých častiach sú viditeľné hranice pôvodného austenitického zrna, kde vznikli oblasti s latkovým martenzitom, obr. 43. Podiel martenzitu ku bainitu v štruktúre je 1:1.



Obr. 41 Mikroštruktúra ocele 1400M L – svetelný mikroskop

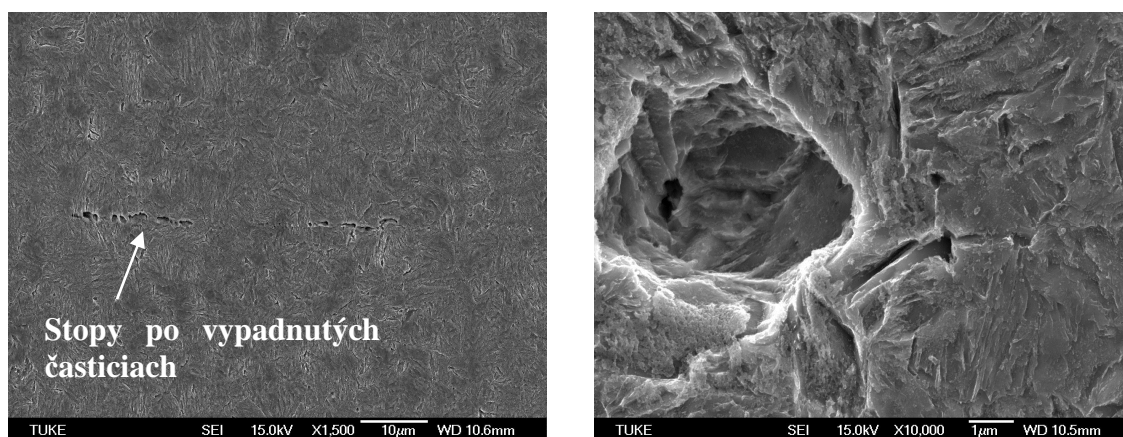


Obr. 42 Mikroštruktúra ocele 1400M L – REM



Obr. 43 Hranica bývalého austenitického zrna v mikroštruktúre ocele 1400M L

V mikroštruktúre ocele 1400M L po naleptaní boli viditeľné jamky resp. stopy po vypadnutých časticiach, obr. 44.



Obr. 44 Stopy po vypadnutých časticiach v mikroštruktúre ocele 1400M L

EDX analýzou bolo potvrdené, že sa jedná prevažne o sulfidy MnS, FeS vylúčené v riadkoch, obr. 62. U ocele DP1000 boli tieto častice prítomné vo veľmi malom množstve, obr. 63 a na rozdiel od ocele 1400M nespôsobovali zmenu vlastností vplyvom smeru valcovania.

10.2 Skúšky ocelových plechov v statických podmienkach

10.2.1 Skúška mikrotvrdomerom podľa Vickersa

Na skúšku mikrotvrdomerom bol použitý mikrotvrdomer značky Hanemann s rozsahom zaťažujúcej sily od 0,05 N – 1 N (5-100 g) v zostave s optickým mikroskopom Neophot.

Pre hodnotenie mikrotvrdomerom boli zvolené dve zaťaženia – 0,1 N resp. 10 g a 1 N resp. 100 g na oboch typoch ocelí.

Zaťaženie $F = 0,1 \text{ N}$ (10 g)

Pre meranie mikrotvrdomerom fáz v štruktúre ocelí pomocou mikrotvrdomera Hanemann bolo zvolené najmenšie možné zaťaženie 10 g. Predbežné merania preukázali, že veľkosť vtlačku HV 0,1 je približne 3-6 μm .

Na metalografickom výbruse oboch ocelí bolo realizovaných 5 vpichov do mäkkej fázy feritu pre ocel DP1000 resp. bainitu pre ocel 1400M a 5 vpichov do tvrdej fázy martenzitu pre ocel DP1000 aj ocel 1400M. Namerané hodnoty mikrotvrdomerom sú v tab. 6.

Tab. 6 Namerané hodnoty mikrotvrdomerom ocelí - HV 0,1 (Hanemann)

Oceľ	DP 1000		1400M	
Fázy v štruktúre	Ferit	Martenzit	Dolný bainit	Martenzit
HV 0,1	230	479	384	502
	216	437	369	553
	254	457	401	527
	261	437	354	527
	263	401	401	479
Priemer	236	442	382	518
Smerodajná odchýlka [%]	9,2	6,5	5,5	5,5

Zaťaženie $F = 1\text{ N}$ (100 g)

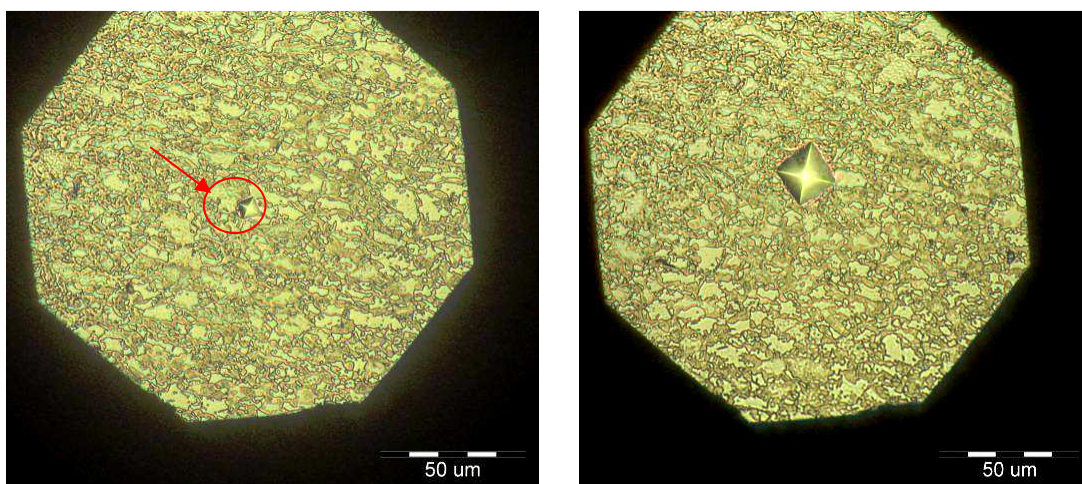
Pre stanovenie priemernej hodnoty mikrotvrdomosti z oboch fáz bolo zvolené zaťaženie 1 N (100 g).

Do oboch materiálov boli urobené 3 vtlačky. Nameraná hodnota mikrotvrdomosti reprezentuje vzhľadom na veľkosť zrna priemernú hodnotu oboch štruktúrnych fáz. Namerané výsledky mikrotvrdomosti pri zaťažení 1N oboch ocelí sú v tab. 7.

Tab. 7 Namerané hodnoty mikrotvrdomosti ocelí pri – HV 1 (Hanemann)

Oceľ	DP 1000	1400M
HV 1	335	445
	368	475
	352	478
Priemer	352	466
Smerodajná odchýlka [%]	4,7	3,9

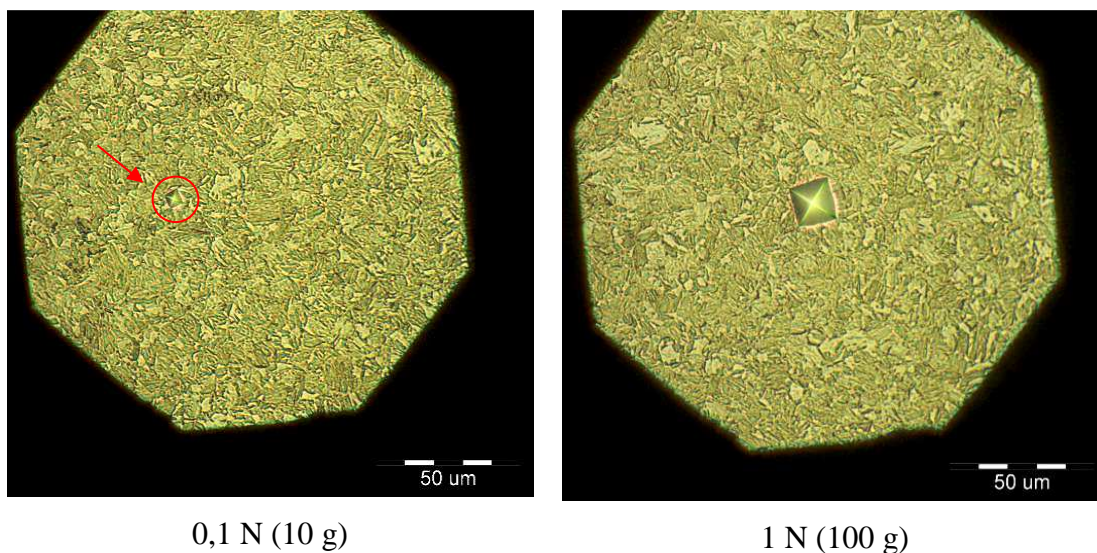
Porovnanie veľkosti vtlačkov v mikroštruktúrach ocelí pri zaťažení 0,1 N (10 g) a 1 N (100 g) a je na obr. 45-46.



0,1 N (10 g)

1 N (100 g)

Obr. 45 Vtlačky v mikroštruktúre ocele DP1000 T (Hanemann)



Obr. 46 Vtlačky v mikroštruktúre ocele 1400M T (Hanemann)

Priemerná hodnota mikrotvrдости z oboch štruktúrnych fáz v oceli pri zaťažení 1 N je HV 352 a ocele 1400M je HV 466.

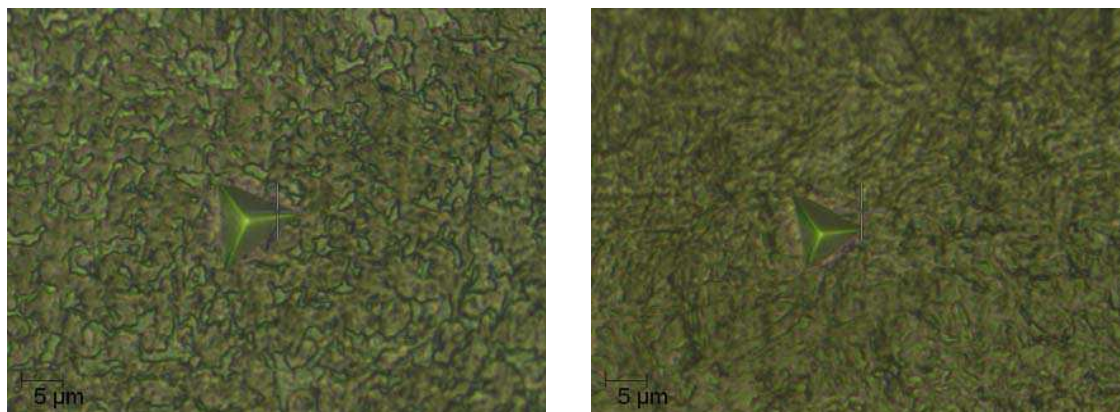
Meraním mikrotvrдости štruktúrnych fáz v oceliach pri zaťažení 0,1 N bolo zistené, že priemerná hodnota mikrotvrдости feritu v štruktúre ocele DP1000 je HV 236 a martenzitu je HV 442. Priemerná hodnota mikrotvrдости bainitu v oceli 1400M je HV 382 a martenzitu je HV 518.

10.2.2 Indentačná tvrdosť

Pre overenie nameraných hodnôt tvrdosti Vickresovou metódou bolo realizované meranie tvrdosti metódou DSI (depth-sensig indentation) na tvrdomeri NHT, hrot typu Berkovich od CSM Instrument.

Zaťaženie 200 mN

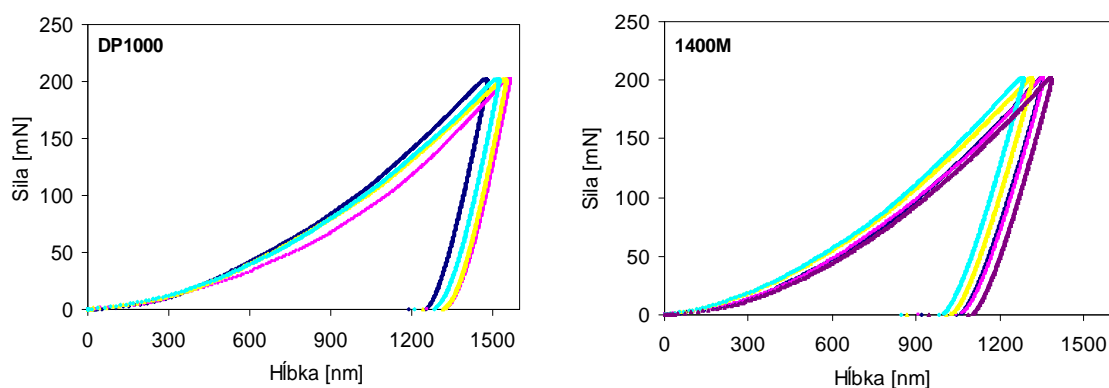
Pre stanovenie priemernej hodnoty mikrotvrдости celej štruktúry (hodnota mikrotvrдости zahŕňa všetky prítomné fázy v štruktúre ocelí) bolo zvolené zaťaženie 200 mN (20 g), pričom bolo realizovaných 5 vtlačkov do DP1000 a 5 vtlačkov do 1400M. Veľkosť vtlačku je 10-12 µm, obr. 47. Indentačné krivky ocelí sú na obr. 48. Z nameraných hodnôt boli vypočítané priemerné hodnoty indentačnej tvrdosti, tab. 8.



DP1000 T

1400M T

Obr. 47 Vtlačky v štruktúrach ocelí pri zaťažení 200 mN



Obr. 48 Indentačné krivky pri zaťažení 200 mN

Tab. 8 Priemerné hodnoty indentačnej tvrdosti pri zaťažení 200 mN

Zaťaženie – 200 mN	DP 1000	1400M
H_{IT} [GPa]	4,8	7,0
HV 0,2	483	648
h_{max} [nm]	1488	1340

Zaťaženie 5 mN

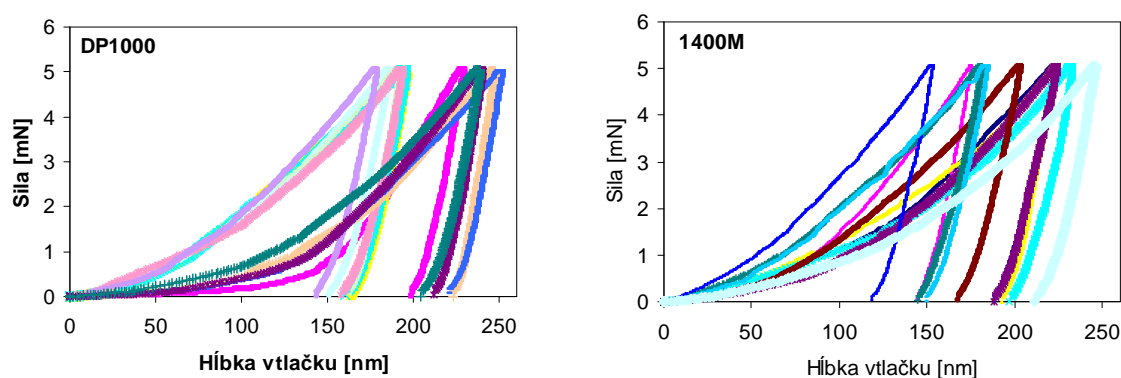
Pre hodnotenie mikrotvrdosti jednotlivých fáz v štruktúre ocelí bolo zvolené zaťaženie 5 mN (0,5 g) s ohľadom na veľkosť zrna v štruktúrach ocelí, ktorá predstavuje 5-10 μm .

Na naleptanom povrchu oboch ocelí bola približne v strede metalografického výbrusu urobená matica 10x10 vtlačkov. Výsledky meraní boli vyhodnocované

pomocou softvéru od CSM Instruments, ktorého výstupom sú namerané hodnoty v prehľadných tabuľkách a vykreslené indentačné krivky.

Pre ďalšie porovnanie s Vickersovou metódou (Hanemann) boli sledované iba parametre H_{IT} – hodnota indentačnej tvrdosti, HV – mikrotvrdosť podľa Vickersa a h – hĺbka vtlačku. Zo všetkých nameraných hodnôt (matica 10x10) bolo vybraných približne 90 pre ďalšie štatistické spracovanie. Ostatné namerané hodnoty boli z rôznych príčin (nevyhovujúci tvar indentačnej krivky, hĺbka vtlačku neodpovedajúca väčšine nameraných hodnôt zo štatistického súboru, atď.) vylúčené zo súboru pre ďalšie štatistické spracovanie.

Na obr. 49 sú znázornené vybrané reprezentatívne indentačné krivky v súradniciach sila-hĺbka vtlačku pri zaťažení 5 mN.



Obr. 49 Indentačné krivky pri zaťažení 5 mN

Identifikácia jednotlivých fáz nie je jednoduchá. Medzi najvýznamnejšie faktory, ktoré ovplyvňujú výsledky indentačnej skúšky patria pile-up a ISE efekt [35].

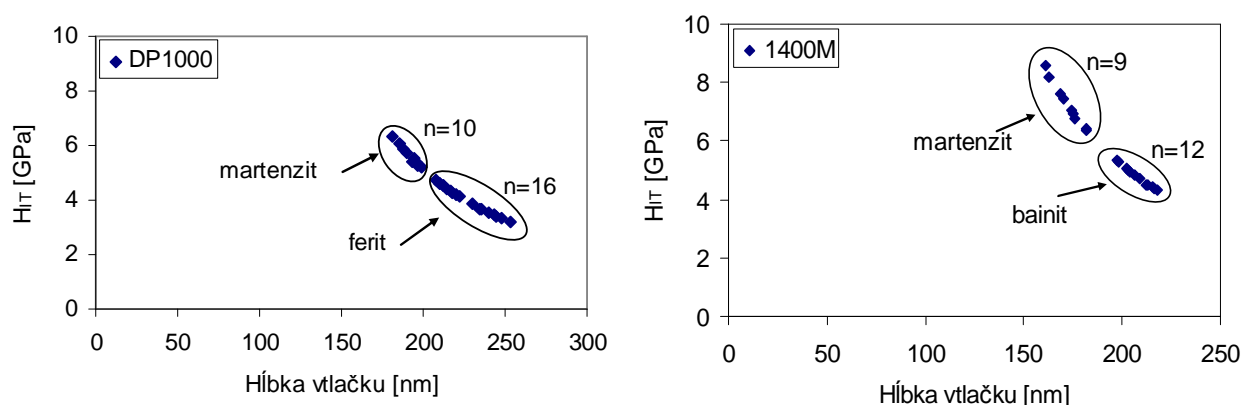
Hlavným kritériom výberu a triedenia súboru nameraných hodnôt tvrdostí bola hĺbka vtlačku v kombinácii s modulom pružnosti, ktorý je zhodný s modulom pružnosti ocelí t.j. $E=210$ GPa. Všetky indentačné krivky, ktorých modul pružnosti dosahoval hodnoty blízke 210 GPa boli zahrnuté do súboru hodnôt určeného k vyhodnocovaniu a identifikovaniu jednotlivých fáz v štruktúre.

Z vybraného štatistického súboru hodnôt, ktoré vyhovovali výberovým kritériám ($n=19$ vtlačkov, z toho martenzit $n=10$ a ferit $n=16$ pre oceľ DP1000 a $n=15$ vtlačkov, z toho martenzit $n=9$ a bainit $n=12$ pre oceľ 1400M) boli vypočítané priemerné hodnoty štruktúrnych fáz pre vybrané parametre (H_{IT} , HV, h), tab. 9.

Tab. 9 Priemerné hodnoty indentačnej tvrdosti pri zaťažení 5 mN

Zaťaženie – 5 mN	DP 1000		1400M	
Fázy v štruktúre	Martenzit	Ferit	Martenzit	Bainit
H_{IT} [GPa]	5,5	3,9	7,2	4,8
HV 0,005	522	366	672	441
h [nm]	194	231	172	208

Na základe vytvorenej závislosti indentačnej tvrdosti - H_{IT} od hĺbky vtlačku - h boli identifikované jednotlivé štruktúrne fázy a ich tvrdosť, obr. 50.



Obr. 50 Závislosť indentačnej tvrdosti od hĺbky vtlačku ocelí pri zaťažení 5 mN

Štruktúra ocele DP1000 pozostáva z feritu, ktorého tvrdosť pri zaťažení 5 mN (0,5g) je $H_{IT} = 3,9$ GPa resp. HV 366 a martenzitu, ktorého tvrdosť je $H_{IT} = 5-6$ GPa resp. HV 522. Štruktúra ocele 1400M pozostáva z martenzitu, ktorého nameraná tvrdosť je $H_{IT} = 7,2$ resp. HV 672 a bainitu, ktorého tvrdosť je $H_{IT} = 4-5$ GPa resp. HV 441.

V rámci štruktúry ocele 1400M boli namerané aj oblasti s veľmi nízkou tvrdosťou 2-3 GPa. Tieto hodnoty neboli započítané do výsledkov pre hodnotenie mikrotvrdosti.

Pravdepodobná príčina oblastí s nízkou hodnotou mikrotvrdosti ocele 1400M je, že boli indentorom zasiahnuté jamky po vypadnutých sulfidických časticiach (EDX analýzou identifikované ako častice FeS alebo MnS). Vzhľadom na veľmi malé rozmery vtlačkov (cca 1 μ m) bola ich spätná identifikácia veľmi náročná, a preto toto tvrdenie nebolo exaktne dokázané.

Namerané výsledky mikrotvrdosti jednotlivých štruktúrnych fáz vo veľkej miere korešpondovali s literatúrou [33-39].

10.2.2.1 Metódy hodnotenia tvrdosti

Porovnaním hodnôt mikrotvrdosti oboch metód bolo zistené, že hodnoty merané Vickersovou metódou (Hanemann) boli nižšie, v niektorých prípadoch až o 30% ako hodnoty indentačnej tvrdosti, tab. 10. Tieto rozdiely sú spôsobené použitím vyššej zaťažujúcej sily (100mN, 1000mN) pri meraní mikrotvrdomerom Hanemann (nie je zaručené, že v rámci jedného vtlačku bolo zasiahnuté iba jedno zrno).

Pri skúške indentačnej tvrdosti musíme mať na zreteli, že veľmi malé zaťažujúce sily sa prejavajú na tzv. ISE efekte, kde s klesajúcou zaťažujúcou silou rastie hodnota tvrdosti.

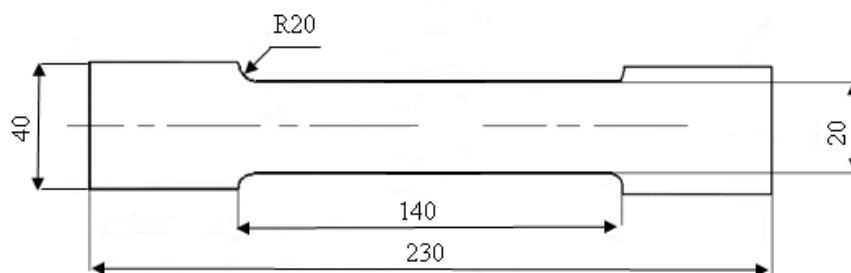
Tab. 10 Porovnanie hodnôt mikrotvrdosti – Hanemann a indentačná tvrdosť

		Hanemann		Indentačná tvrdosť	
Zaťaženie [mN]		100	1000	5	200
DP1000 - HV	F	236	352	366	483
	M	442		522	
1400M - HV	B	382	466	441	648
	M	518		672	

10.2.3 Statická skúška v ťahu

Statická skúška v ťahu bola realizovaná na skúšobnom zariadení ZWICK 1387 (upgrade 2008) 200 kN pri rýchlosti zaťažovania 1 mm/min za účelom stanovenia základných mechanických vlastností – $R_{p0,2}$, R_m , A_{80} , a zároveň slúžila na verifikáciu mechanických vlastností uvádzaných výrobcom, tab. 4.

Na skúšku boli použité štandardizované skúšobné telesá, obr. 51 (2 ks v smere - L a 2 ks v smere - T).



Obr. 51 Skúšobné teleso pre statickú skúšku v ťahu

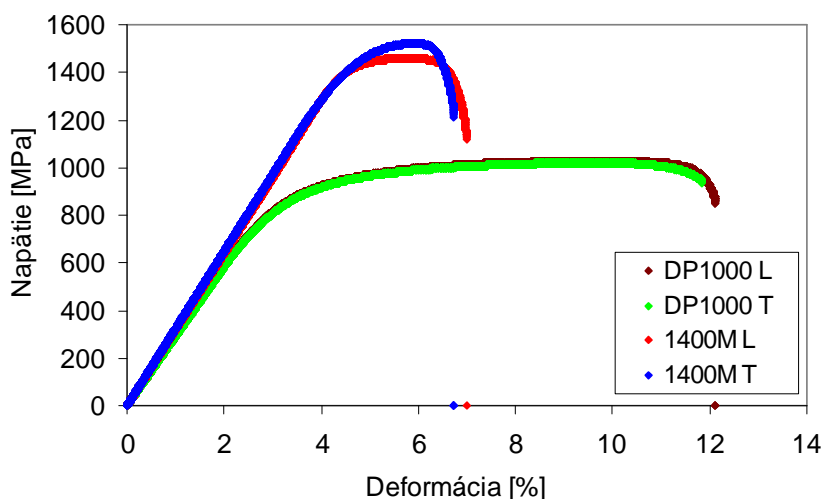
10.2.3.1 Mechanické vlastnosti

Priemerné hodnoty mechanických vlastností ocelí zistené statickou skúškou v ťahu sú v tab. 11.

Tab. 11 Priemerné hodnoty mechanických vlastností skúmaných ocelí

Materiál	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{100} [%]
DP1000-1L	808	1027	12,7
DP1000-4T	795	1019	13,0
1400M-3L	1415	1459	4,6
1400M-3T	1405	1522	4,0

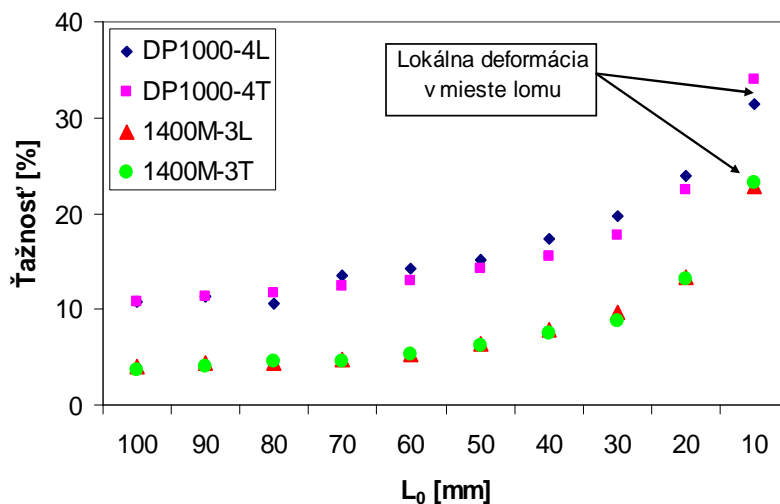
Vplyv smeru valcovania na mechanické vlastnosti ocelí je minimálny. U ocele 1400M v smere T bola nameraná mierne vyššia hodnota pevnosti ako v smere L. Ťažnosť ocele DP1000 je trojnásobne väčšia ako ocele 1400M, obr. 52.



Obr. 52 Diagram napätie – deformácia ocele DP 1000 a 1400M

10.2.3.2 Ťažnosť

Na vybraných skúšobných telesách (2ks DP1000, 2ks 1400M) bol sledovaný vplyv meranej dĺžky $L_0=100$ až 10 mm na ťažnosť skúmaných ocelí, obr. 53. Ťažnosť sa so zmenšujúcou veľkosťou vyhodnocovanej oblasti zväčšuje. Dôvodom je postupne sa zväčšujúca plastická deformácia v oblasti lomu. Priemerná hodnota ťažnosti A_{100} ocelí je v tab. 11.



Obr. 53 Závislosť ťažnosti od L_0 ocelí - statická skúška v ťahu

Ťažnosť meraná na najväčšom meranom úseku t.j. $L_0=100$ ocele DP1000 dosahuje hodnoty 13% a 4% u ocele 1400M. Ťažnosť meraná na najmenšom úseku t.j. $L_0=10$ mm u ocele DP1000 sa pohybuje na úrovni 32,5% a u ocele 1400M na úrovni 20%.

10.2.3.3 Analýza lomových plôch ťahových skúšobných telies

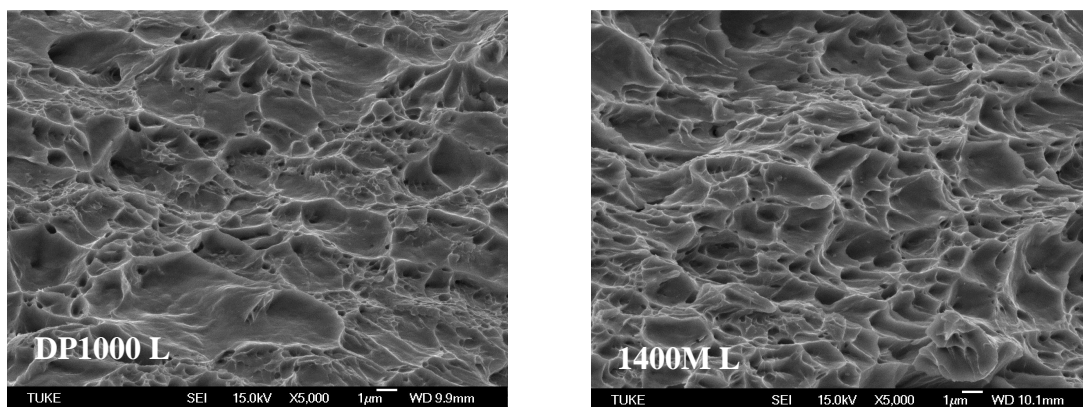
Z ťahových skúšobných telies, obr. 54, boli po pretrhnutí odobrané časti lomových plôch (DP1000-T,L a 1400M-L,T), ktoré boli pozorované na rastrovacom elektrónovom mikroskope JEOL JSM 7000 F. Lomová plocha vznikla pod uhlom 45° . Fotografie boli nasnímané zo stredovej oblasti lomovej plochy pri rôznych zväčšeniach.



Obr. 54 Skúšobné telesá ocelí po pretrhnutí

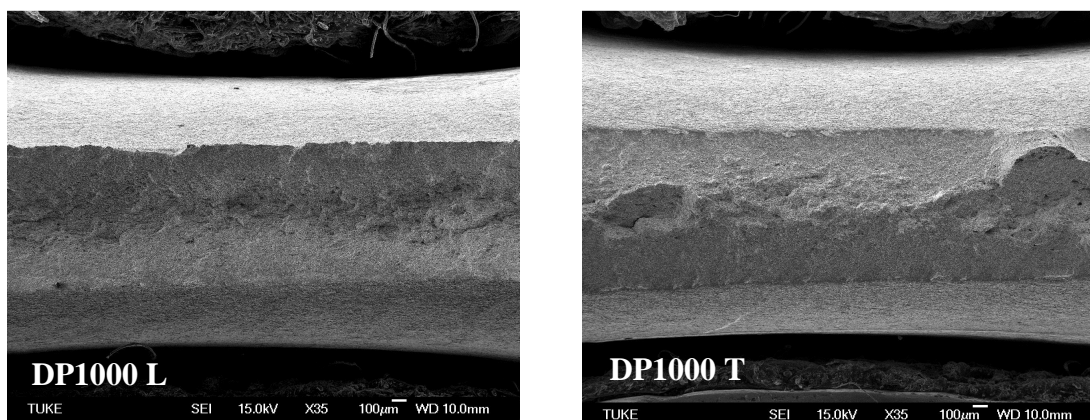
REM analýza lomových plôch

Pozorovaním lomových plôch oboch ocelí je zjavné, že sa jedná o tvárny lom s jamkovou morfológiou, pričom jamky sú pretiahnuté v smere pôsobenia zaťaženia, obr. 55.

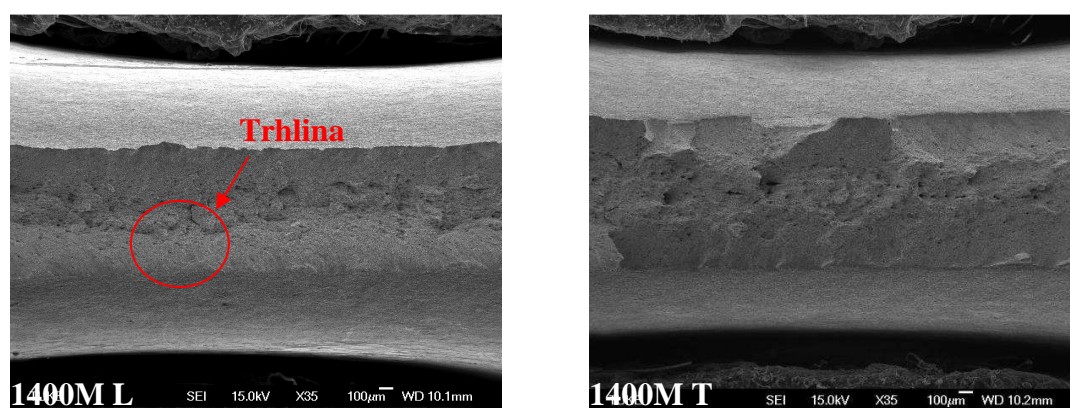


Obr. 55 Lomové plochy ocelí DP1000L a 1400M L - REM

Na obr. 56-57 sú lomové plochy ocelí DP1000 a 1400M po skúške v ťahu pri malom zväčšení, kde je vidieť, že lom sa začal iniciovať v strede, čo je charakteristické pre tento druh namáhania.

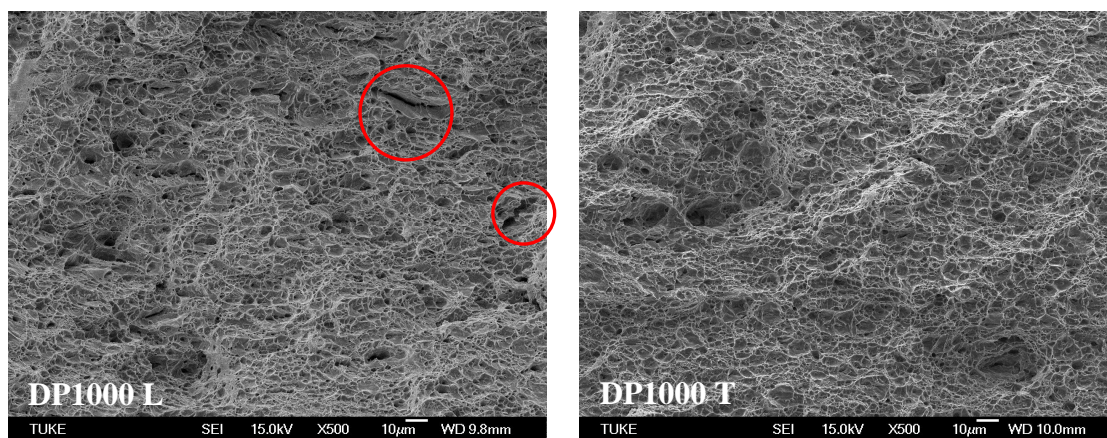


Obr. 56 Lomová plocha DP1000 – REM

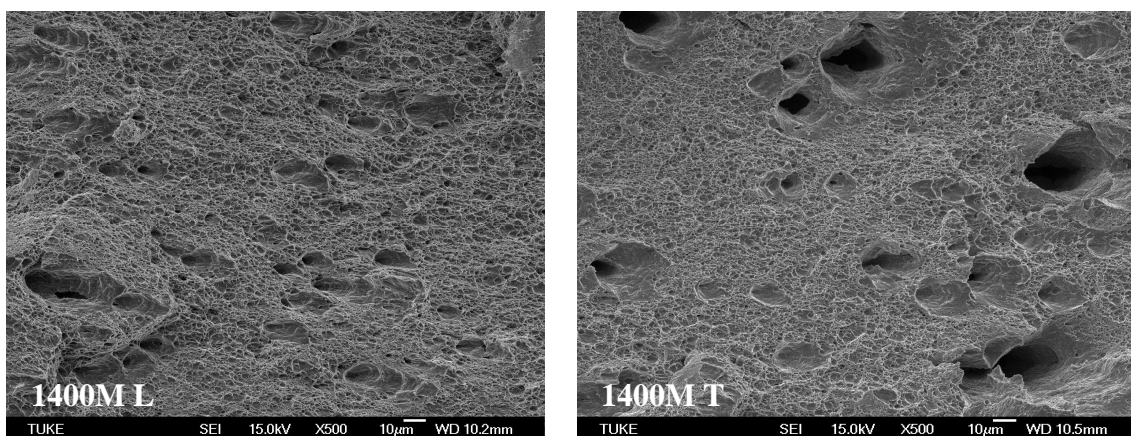


Obr. 57 Lomová plocha ocele 1400M – REM

U ocele DP1000 boli na lomovej ploche pozorované malé mikrotrhliny o veľkosti 10-15 μm v smere L, obr. 58. Na lomovej ploche ocele 1400M T boli pozorované dutiny, ktorých priemer dosahoval v niektorých miestach až 20 μm , obr. 59.



Obr. 58 Lomová plocha ocele DP1000 – REM



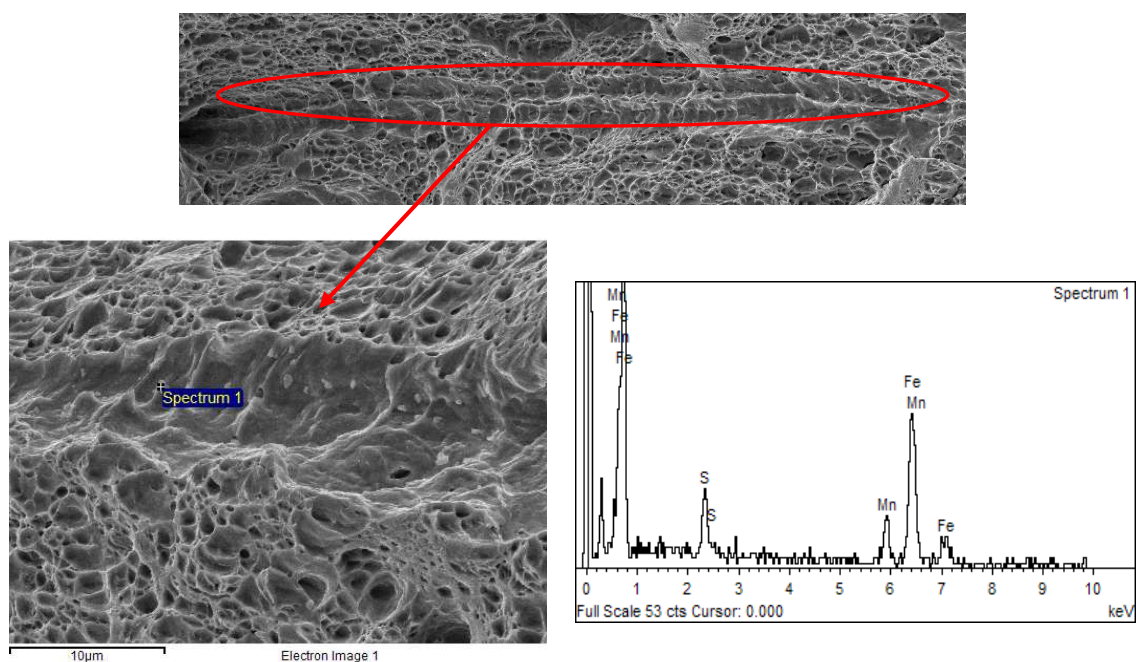
Obr. 59 Lomová plocha ocele 1400M – REM

EDX analýza častíc

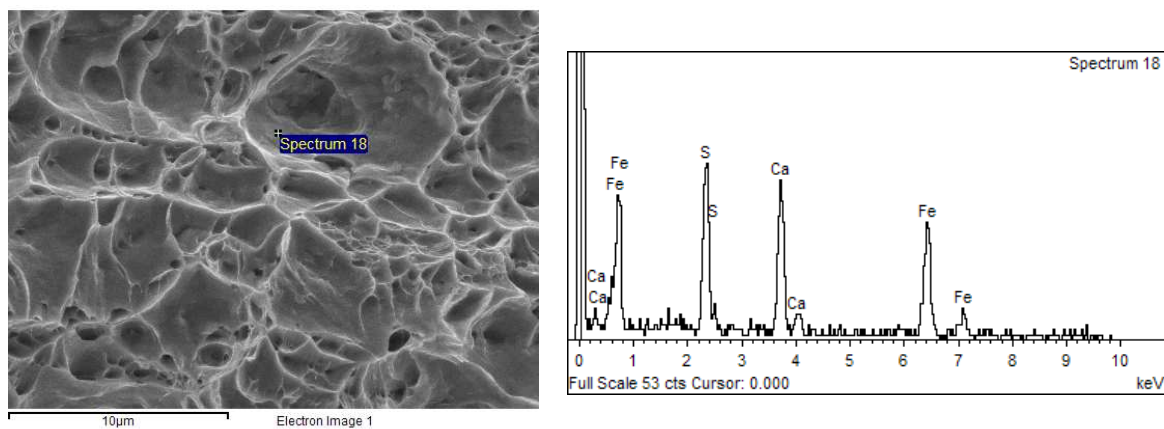
Na lomových plochách skúšobných telies oboch ocelí boli pozorované častice vylúčené v riadkoch. EDX analýzou častíc bolo dokázané, že sa jedná o sulfidické častice (prevažne MnS, FeS), obr. 60-62. Výskyt sulfidických častíc bol podstatne väčší u ocele 1400M ako u DP1000, obr. 62.



Obr. 60 Inklúzie vylúčené v riadkoch na lomovej ploche ocele 1400M L



Obr. 61 EDX analýza častíc ocele 1400M-L



Obr. 62 EDX analýza častíc ocele DP1000-T

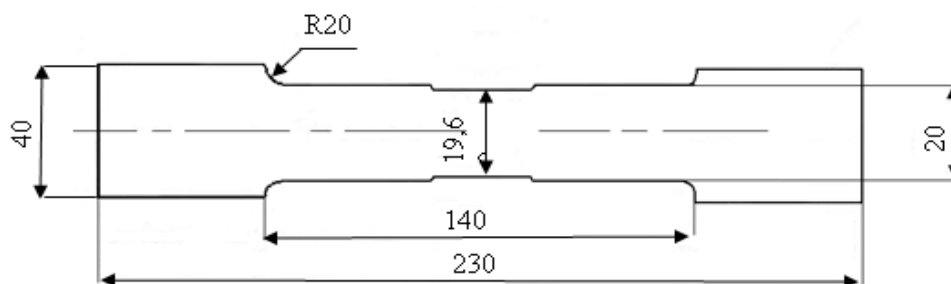
10.2.4 Meranie lokálnych deformácií

Pre experimenty bolo použité skúšobné zariadenie 200 kN Zwick 1387 (upgrade 2008) pri rýchlosti zaťažovania 1 mm/min.

Deformačné charakteristiky t.j. priečna deformácia - ε_x (kolmo na smer zaťažovania) a pozdĺžna deformácia - ε_y (v smere zaťažovania) oboch ocelí boli stanovené dvoma meracími metódami:

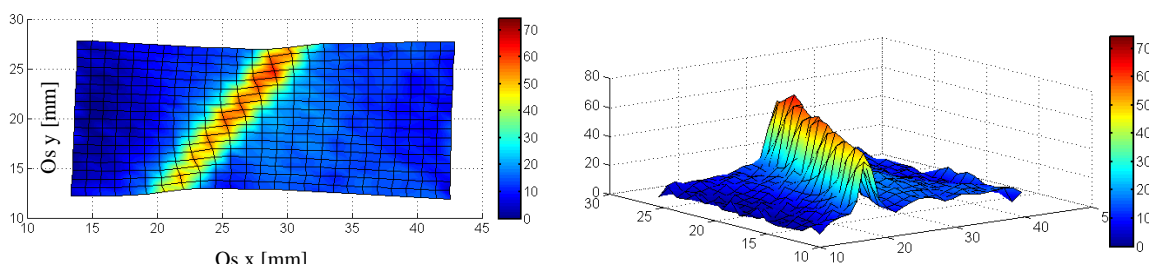
- 1) Videoextenzometria - ME46 - prahovacia metóda
- 2) DIC – digital image correlation - 3D optický merací systém ARAMIS.

Meranie lokálnych deformácií pomocou systému ME46 bolo realizované na skúšobných telesách DP1000 L, DP1000 T a 1400M L a pomocou systému ARAMIS na skúšobných telesách DP1000 T, 1400M T. Telesá boli v stredovej časti zúžené z oboch strán o 0,2 mm z dôvodu lokalizácie deformácie a jej monitorovania, obr. 63.



Obr. 63 Skúšobné teleso pre meranie lokálnych deformácií

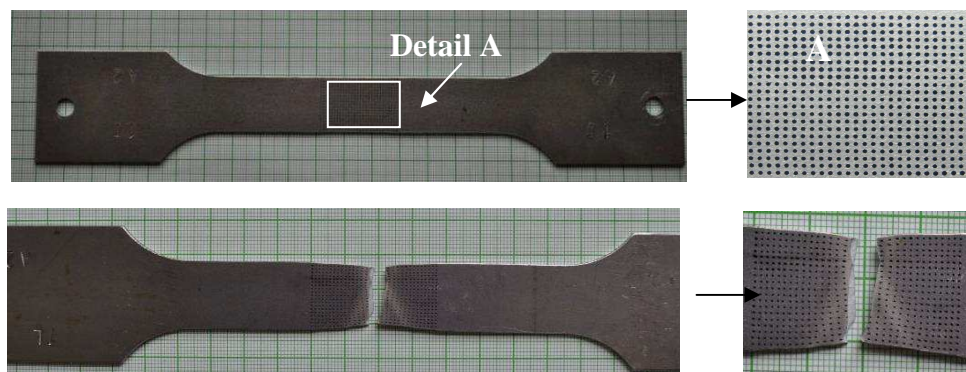
Výstupom oboch metód sú hodnoty ε_x a ε_y v každom bode resp. elemente (fazete) v pozorovanej oblasti počas celej skúšky a z toho vykreslené 2D alebo 3D deformačné mapy, ktoré zobrazujú rozloženie deformácie na ploche pomocou farebnej škály, obr. 64. Farebné rozlíšenie na obrázkoch signalizuje rozloženie deformácie v priebehu zaťažovania (modrá farba – nízke hodnoty deformácie, červená farba - vysoké hodnoty deformácie).



Obr. 64 2D a 3D mapy rozloženia ε_y ocele DP1000 T (ME 46)

10.2.4.1 Meranie deformácií pomocou videoextenzometrie - ME46

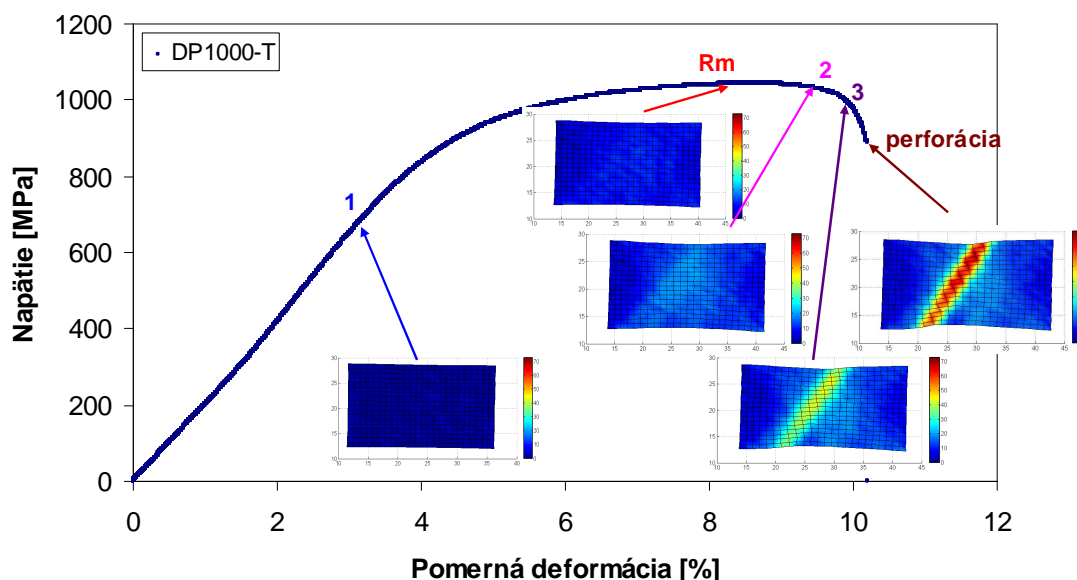
Na zúženú oblasť skúšobného telesa bola nanesená sieť bodov tvorená maticou 28x19 bodov s rozstupom 1 mm (oblasť 30x20 mm), ktorá bola referenčná pri výpočte deformácie (Detail A), obr. 65. Pomocou programu VDTK boli zostrojené deformačné mapy ocelí z nabodkovanej oblasti.



Obr. 65 Skúšobné teleso DP1000-L s nanesenými bodkami pred a po skúške

Výsledné mapy rozloženia pozdĺžnej deformácie - ε_y ocele DP1000-T vo vybraných okamihoch od začiatku zaťažovania až do oblasti tesne pred lomom („perforácia“) sú zakreslené v ťahovom diagrame na obr. 66.

Deformácia sa rozkladá rovnomerne (1) až do medze pevnosti (R_m). Po prekročení medze pevnosti nastáva nerovnomerná deformácia, ktorá sa začína lokalizovať (2, 3, perforácia). V poslednom štádiu skúšky sa deformácia lokalizuje do veľmi malej oblasti a dochádza ku perforácii.

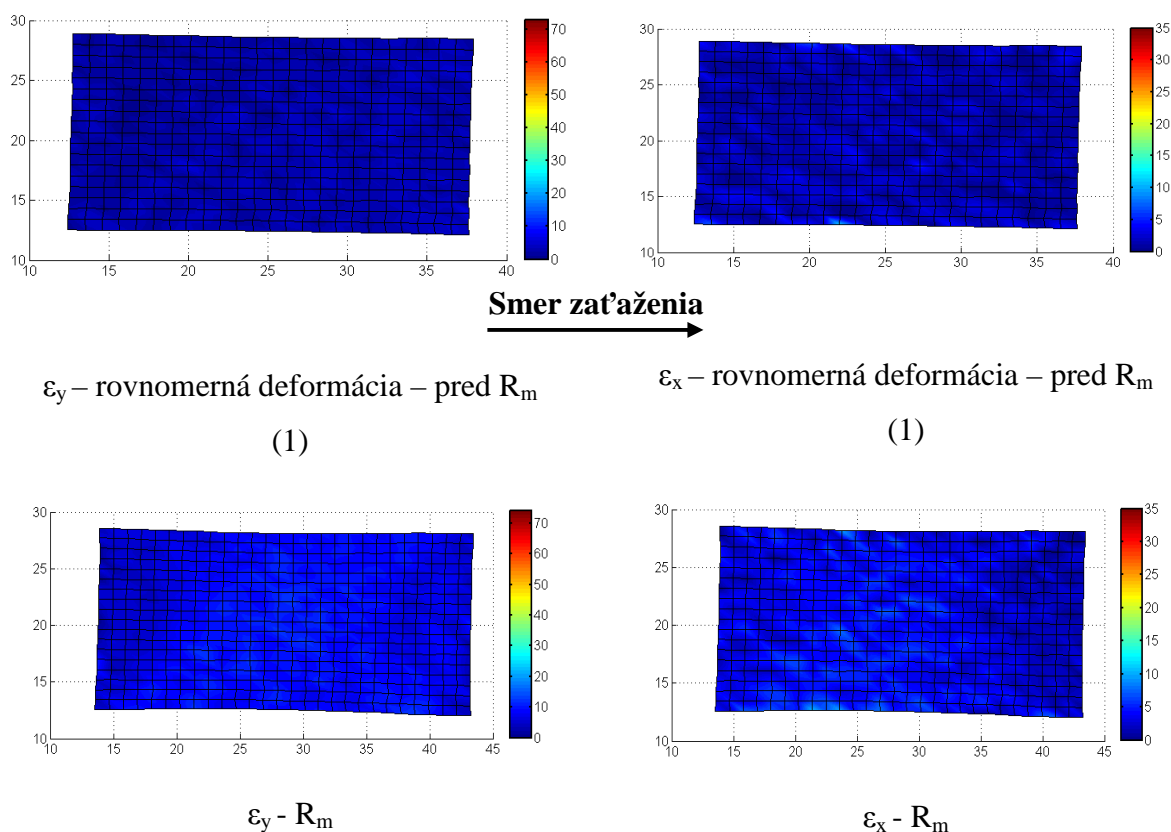


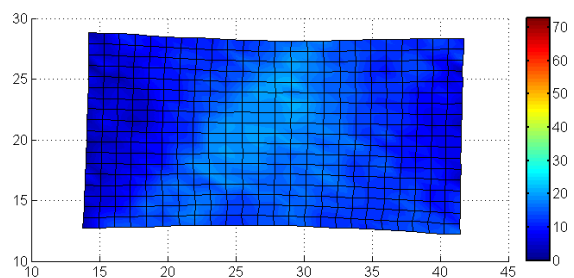
Obr. 66 Ťahový diagram s deformačnými mapami ocele DP1000 T

Deformačné mapy ocele DP1000 (ME46)

Z vybraných miest ťahového diagramu v oblasti rovnomernej deformácie (1, oblasť na R_m) a v oblasti nerovnomernej deformácie (2, 3, okamih tesne pred lomom) boli zostrojené deformačné mapy v pozdĺžnom - ε_y a priečnom smere - ε_x pre oceľ DP1000-T, obr. 67. Farebná škála pre ε_y na každom obrázku je do hodnoty 73% a pre ε_x do hodnoty 35% z dôvodu lepšieho porovnania v rôznych okamihoch v priebehu skúšky.

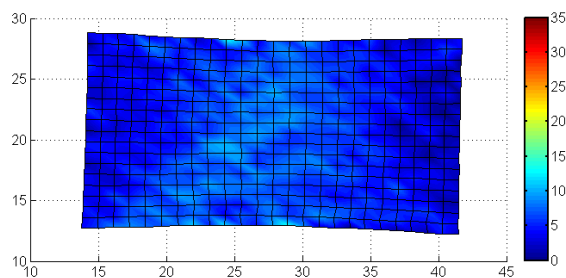
Deformačné mapy znázorňujú postupne sa zväčšujúcu deformáciu, ktorá sa vplyvom zaťažovania lokalizuje do malej oblasti, až kým deformácia nedosiahne kritickú hodnotu, v dôsledku ktorej následne dochádza k perforácii a lomu. Posledný obrázok deformačnej mapy v priebehu skúšky predstavuje okamih tesne pred lomom („perforácia“), kedy je skúšobné teleso ešte neporušené. Hodnoty deformácií v okamihu lomu, obr. 68, budú o niečo vyššie.





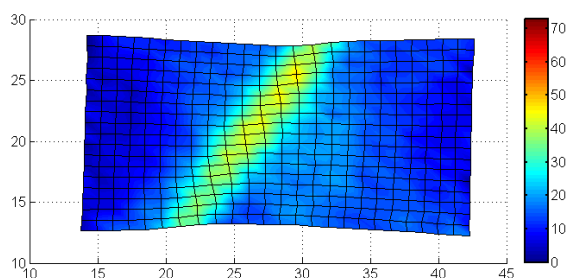
ϵ_y – nerovnomerná deformácia - za R_m

(2)



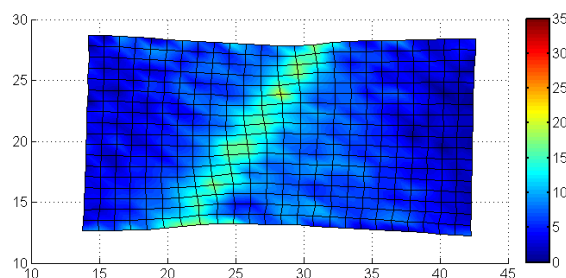
ϵ_x – nerovnomerná deformácia - za R_m

(2)



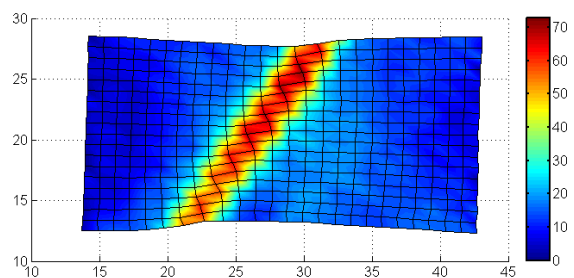
ϵ_y – nerovnomerná deformácia - za R_m

(3)



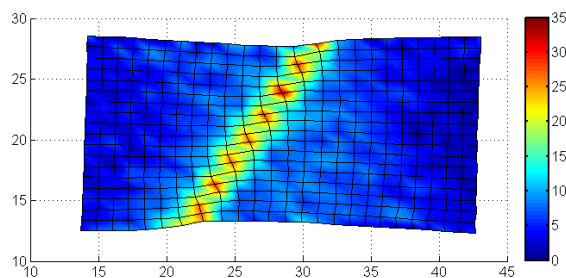
ϵ_x – nerovnomerná deformácia - za R_m

(3)



ϵ_y – nerovnomerná deformácia - za R_m

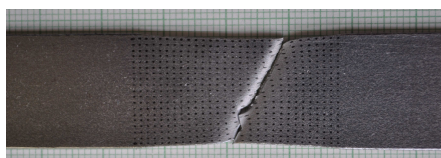
(perforácia)



ϵ_x – nerovnomerná deformácia - za R_m

(perforácia)

Obr. 67 Deformačné mapy ocele DP1000 T vo vybraných okamihoch statickej skúšky v ťahu (ME46)



Obr. 68 Skúšobné teleso ocele DP1000-T po pretrhnutí

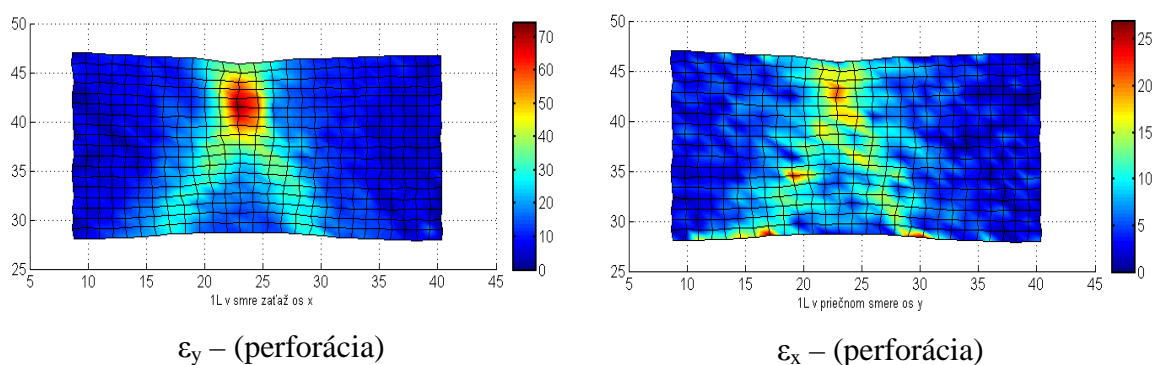
Hodnoty maximálnej, minimálnej a priemernej ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch v priebehu skúšky v ťahu, ktoré zodpovedajú vybraným zobrazeným deformačným mapám ocele, obr. 67, boli vypočítané z celej nabodkovanej oblasti, tab. 12.

Tab. 12 ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele DP1000 T (ME46)

DP1000 T	ϵ_y			ϵ_x		
	MAX	MIN	PRIEMER	MAX	MIN	PRIEMER
pred R_m -1	7,2	0,0	2,7	11,4	0,0	1,6
R_m	13,0	0,1	7,9	11,3	0,0	3,8
za R_m - 2	22,1	0,2	12,2	13,4	0,0	5,2
za R_m - 3	48,4	0,1	15,6	20,2	0,1	6,4
perforácia	72,9	0,6	17,4	32,6	0,0	6,8

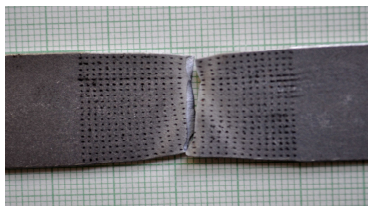
Hodnota maximálnej pozdĺžnej deformácie ocele DP1000-T t.j. v okamihu perforácie je 72,9% a priečnej 32,6%, ktorá je rozložená pod uhlom 45° t.j. šmykovou rovinou.

Pre porovnanie veľkosti lokálnych deformácií resp. mechanizmu porušovania z hľadiska smeru valcovania je na obr. 69 zobrazená deformačná mapa tesne pred roztrhnutím ocele DP1000 L. Hodnota pozdĺžnej deformácie je 73% a priečnej deformácie 26%.



Obr. 69 Deformačné mapy ϵ_y a ϵ_x ocele DP1000 L tesne pred lomom (ME46)

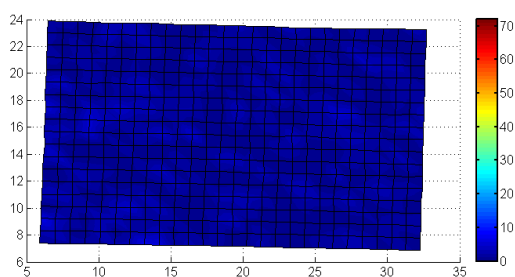
U telesa DP1000 L došlo k lomu kolmo na smer zaťažovania, napriek tomu, že boli v počiatočnom štádiu šírenia sklzových pásov aktivované obe šmykové roviny, obr. 70.



Obr. 70 Skúšobné teleso ocele DP1000 L po pretrhnutí

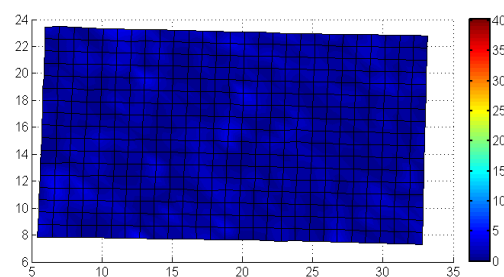
Deformačné mapy ocele 1400M (ME46)

Na obr. 71 sú znázornené vybrané deformačné mapy ocele 1400M-L počas celej statickej skúšky v ťahu t.j. v oblasti rovnomernej deformácie - do R_m (1), koniec rovnomernej deformácie a začiatok nerovnomernej - R_m a v oblasti nerovnomernej deformácie - za R_m (2, 3 a okamih tesne pred lomom - „perforácia“). Farebná škála veľkosti deformácie na deformačných mapách je pre ϵ_y do 72% a pre ϵ_x do 40% z dôvodu lepšieho porovnania.



ϵ_y – rovnomerná deformácia - pred R_m

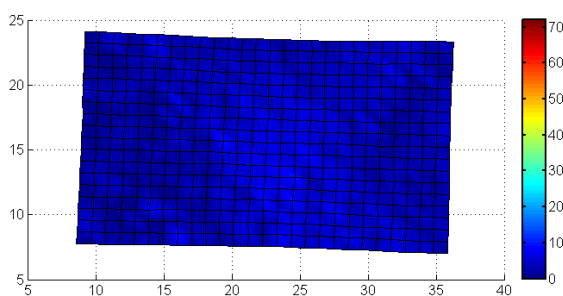
(1)



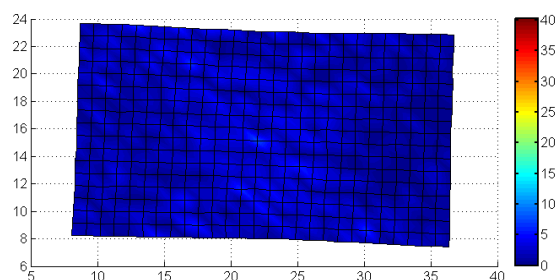
ϵ_x – rovnomerná deformácia - pred R_m

(1)

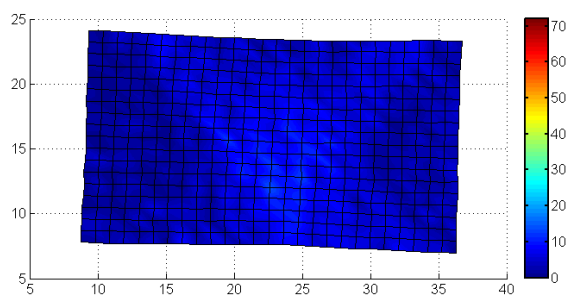
Smer zat'azenia



$\epsilon_y - R_m$

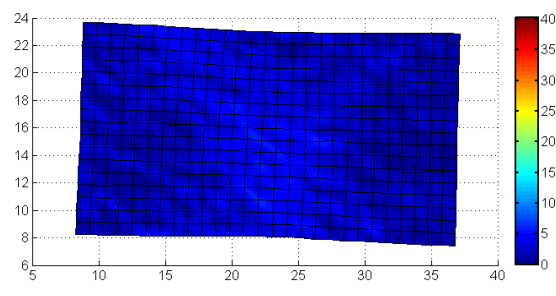


$\epsilon_x - R_m$



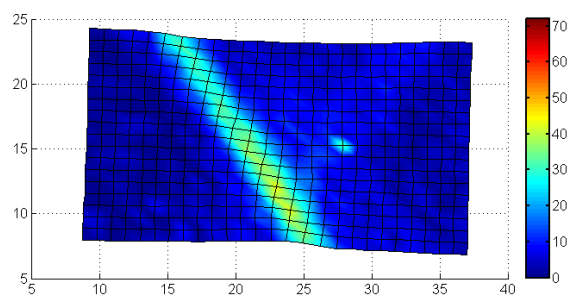
ϵ_y – nerovnomerná deformácia - za R_m

(2)



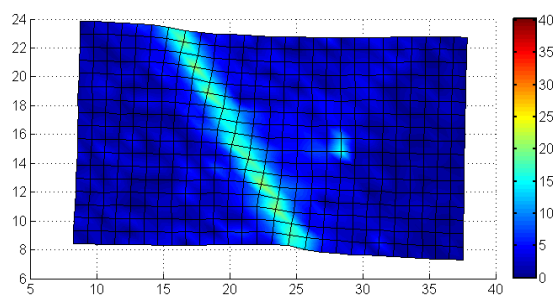
ϵ_x – nerovnomerná deformácia - za R_m

(2)



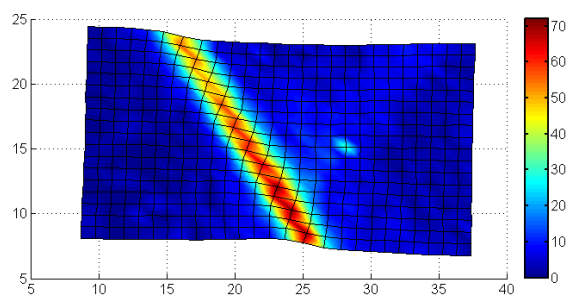
ϵ_y – nerovnomerná deformácia - za R_m

(3)

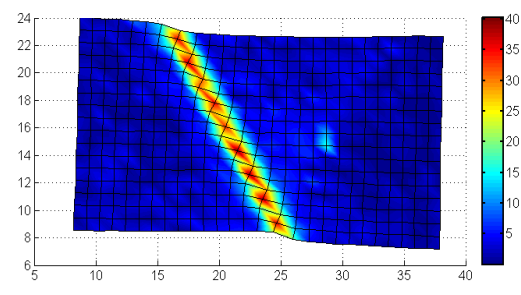


ϵ_x – nerovnomerná deformácia - za R_m

(3)

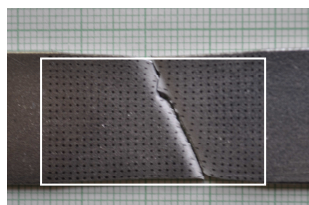


ϵ_y – nerovnomerná deformácia
(perforácia)



ϵ_x – nerovnomerná deformácia
(perforácia)

**Obr. 71 Deformačné mapy ocele 1400M L vo vybraných okamihoch statickej skúšky v ťahu
(ME46)**



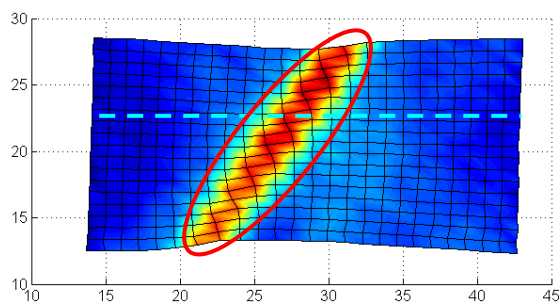
Obr. 72 Skúšobné teleso ocele 1400M L po pretrhnutí

Hodnoty maximálnej, minimálnej a priemernej ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch, tab. 13, ktoré zodpovedajú deformačným mapám z obr. 71, boli vypočítané z celého súboru nameraných hodnôt v nabodkovanej oblasti, obr. 72.

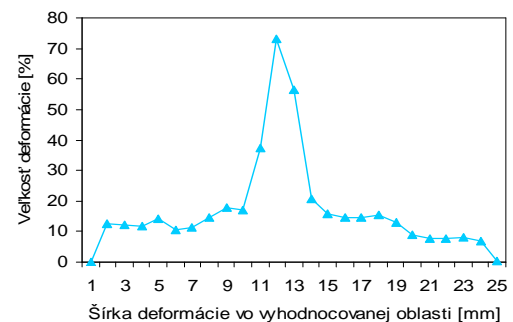
Tab. 13 ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele 1400M L (ME46)

	ϵ_y			ϵ_x		
1400M L	MAX	MIN	PRIEMER	MAX	MIN	PRIEMER
pred $R_m - 1$	6,8	0,0	1,5	5,3	0,0	1,2
R_m	10,5	0,0	3,5	7,7	0,0	1,9
za $R_m - 2$	14,6	0,0	4,5	6,7	0,0	2,4
za $R_m - 3$	43,9	0,0	7,3	21,6	0,0	3,5
perforácia	72,2	0,0	8,8	40,3	0,0	4,1

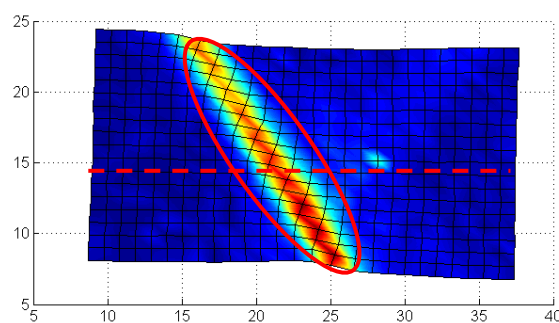
Porovnaním ocelí DP1000 a 1400M bolo zistené, že hodnoty maximálnej ϵ_y a ϵ_x tesne pred lomom sú takmer rovnaké. Z deformačných máp ocelí je zrejmé, že šírka deformácie v lokalizovanej oblasti (vyznačená na obr. 73 červenou farbou) ocele 1400M sa lokalizuje do užšej oblasti ako u ocele DP1000, obr. 73.



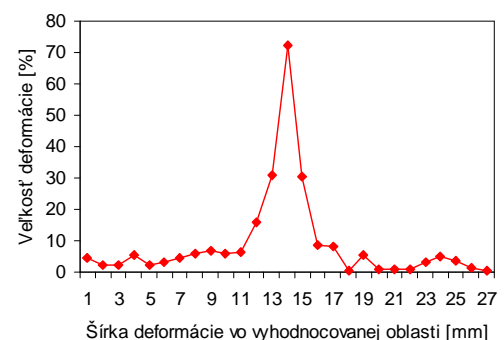
Deformačná mapa - DP1000



Gradient deformácie v smere zaťaženia
DP1000



Deformačná mapa – 1400M



Gradient deformácie v smere zaťaženia
1400M

Obr. 73 Rez deformačnou mapou rovnobežne v smere zaťaženia (ME46)

10.2.4.1.1 Parameter lokalizácie deformácie - PLD (ME46)

Deformácia sa v priebehu ťahovej skúšky rovnomerne rozkladá po celej dĺžke skúšobného telesa až do R_m . Po prekročení R_m nastáva nerovnomerná deformácia, rýchlosť deformácie prudko narastá a deformácia sa lokalizuje do miesta, kde neskôr prekročením kritickej hodnoty dochádza k perforácii a následne k lomu. Pre podrobnejšie posúdenie lokalizácie deformácie sme zaviedli nový parameter lokalizácie deformácie – PLD, ktorý súvisí s veľkosťou a šírkou deformácie v oblasti lokalizácie.

Veľkosť a šírka deformácie v oblasti lokalizácie bola definovaná na základe hodnôt zistených pomocou meracieho systému ME46.

Podstatné parametre, ktoré určujú veľkosť a šírku deformácie v lokalizovanej oblasti sú, obr. 74.

1. Veľkosť lokálnej deformácie v % (PLD₁)

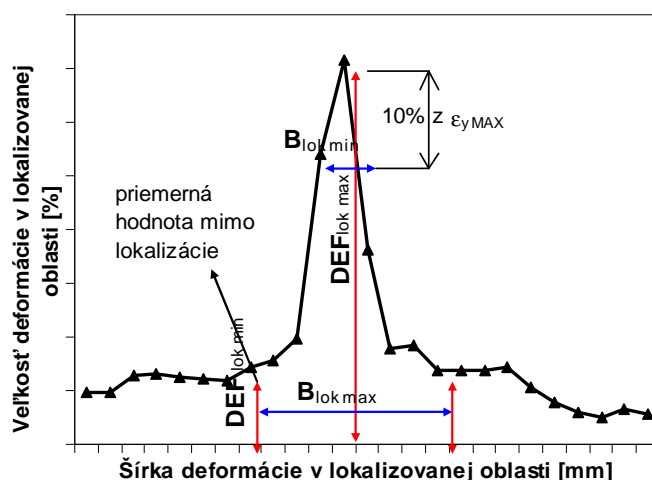
$DEF_{lok\ max}$ – najvyššia nameraná absolútna hodnota maximálnej deformácie v lokalizovanej oblasti tesne pred roztrhnutím.

$DEF_{lok\ min}$ – najnižšia nameraná priemerná hodnota deformácie v lokalizovanej oblasti, ktorá predstavuje tzv. základňu.

2. Šírka oblasti lokálnej deformácie v mm (PLD₂)

$B_{lok\ max}$ – hodnota najširšej oblasti, na ktorej sa deformácia lokalizuje. Šírka deformácie v lokalizovanej oblasti sa určuje od miesta, kde hodnota deformácie prekračuje veľkosť priemernej deformácie v oblasti mimo lokalizácie.

$B_{lok\ min}$ – predstavuje najužšiu časť lokalizovanej oblasti.

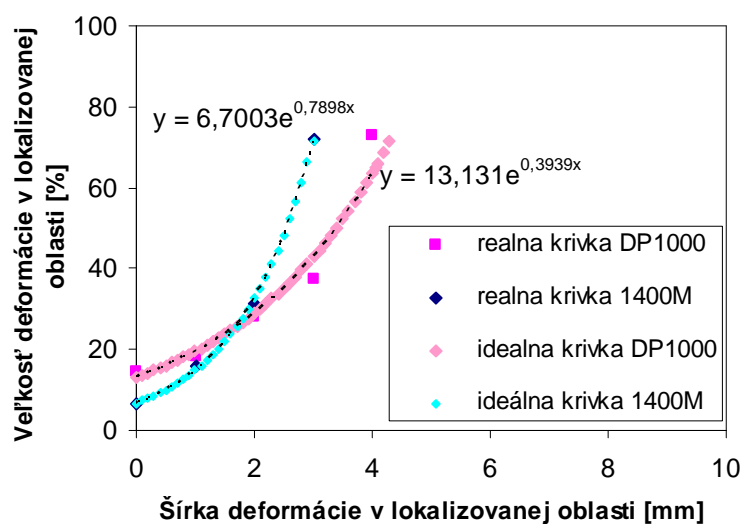


Obr. 74 Schematický popis parametrov pre výpočet PLD

PLD je pomerný ukazovateľ, ktorý určuje pomer veľkosti lokálnej deformácie ku šírke deformácie v lokalizovanej oblasti, tab. 14. Čím je hodnota PLD vyššia, tým je aj lokalizácia väčšia.

Vzhľadom na fakt, že hodnota minimálnej šírky lokalizovanej oblasti sa rovná nule je potrebné, aby bola táto hodnota definovaná, obr. 74.

Z aproximačnej krivky, obr. 75, ktorá popisuje gradient lokálnej deformácie bola vypočítaná hodnota, ktorá predstavuje 90% z maximálnej hodnoty deformácie v lokalizovanej oblasti - $DEF_{90\%max}$. Šírka resp. oblasť, na ktorej sa $DEF_{90\%max}$ rozprestiera bola použitá pre výpočet PLD_2 . Hodnoty všetkých veličín pre výpočet PLD sú v tab. 14.



Obr. 75 Gradient lokálnej deformácie (ME46)

Výpočet PLD:

$$PLD_1 = \frac{DEF_{lok\ max}}{DEF_{lok\ min}}$$

$$PLD_2 = \frac{B_{lok\ max}}{B_{lok\ min}}$$

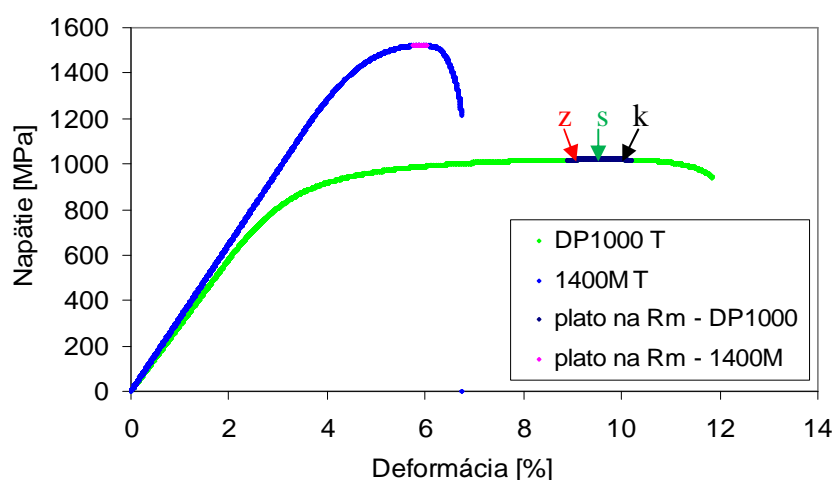
$$PLD = \frac{LPD_1}{LPD_2}$$

Tab. 14 Hodnoty veličín pre výpočet PLD

Oceľ	$DEF_{lok\ max}$ [%]	$DEF_{90\%max}$ [%]	$DEF_{lok\ min}$ [%]	$B_{lok\ max}$ [mm]	$B_{lok\ min}$ [mm]	PLD
DP1000	72,9	65,6	17,1	8,6	0,5	0,25
1400M	72,2	64,9	6,5	6	0,2	0,37

10.2.4.1.2 Veľkosť deformácie na R_m – „plato“

U materiálov s veľkou ťažnosťou dochádza k situácii, kde sa maximálna hodnota napätia v priebehu skúšky mení iba minimálne (σ_{\max}), pričom deformácia (ε) stále narastá [78]. Takúto oblasť nazývame „plato“ na R_m . Na obr. 76 je znázornený diagram napätie-deformácia, kde je vidieť, že u ocele 1400M je deformácia v oblasti „plato“ na R_m určená jednoznačne, na rozdiel od ocele DP1000. Z toho dôvodu sme sa rozhodli určiť hodnoty pozdĺžnej a priečnej deformácie iba u ocele DP1000 a to na troch miestach v oblasti „plato“ na R_m začiatok-z, stred-s a koniec-k, ktoré sú vyznačené farebne na obr. 76.



Obr. 76 Znázornená oblasť „plato“ v ťahovom diagrame

V tab. 15 sú hodnoty maximálnych, minimálnych a priemerných hodnôt ε_y a ε_x ocelí meraných na „plato“ (začiatok R_m , stred R_m a koniec R_m) použitím metódy ME46. U ocele 1400M boli sledované deformácie iba v jednom okamihu na R_m , pretože hodnota deformácie na R_m je určená jednoznačne.

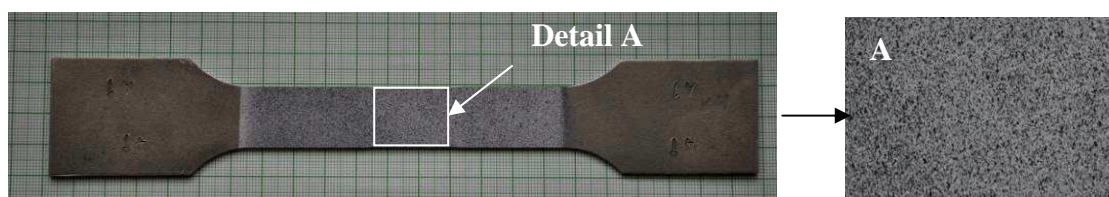
Tab. 15 ε_y a ε_x na „plato“ na R_m oboch ocelí (ME46)

		Deformácie na R_m – „plato“ [%]								
		začiatok			stred			koniec		
		max	min	priemer	max	min	priemer	max	min	priemer
ε_y	DP1000 T	12,1	0,4	7,6	13,0	0,1	7,9	15,0	0,0	8,2
	1400M T				10,5	0	3,5			
ε_x	DP 1000 T	10,7	0,0	3,3	10,6	0,0	3,5	11,6	0,0	3,6
	1400M T				6,8	0	1,9			

Hodnoty maximálnej pozdĺžnej deformácie ocele DP1000 dosahujú hodnoty od 12% na začiatku „plato“ až do 15% na konci „plato“ a hodnoty priečnej deformácie od 10,7% až do 11,6%. V závislosti od zvoleného miesta na R_m sa líši hodnota maximálnej deformácie v pozdĺžnom smere na začiatku „plato“ vzhľadom na hodnoty na konci „plato“ o 15% a v priečnom smere o 8%.

10.2.4.2 Meranie deformácií pomocou DIC - ARAMIS

Na povrch skúšobného telesa boli nanesené vhodné kontrastné škvrny tzv. speckle, ktoré boli snímané pomocou kamerového systému, obr. 77. Pre vyhodnocovanie bola vybraná zúžená oblasť, tak ako v prípade meracieho systému ME46 o veľkosti 30x20 mm, z ktorej boli vyhodnotené charakteristiky lokálnych deformácií pomocou veľkého počtu kvadratických faziet. Na vyhodnocovanie bola použitá štandardná veľkosť fazety - 15x15 pixelov. ARAMIS porovnáva digitálne snímky a prepočítava posuv deformačných charakteristík objektu [75].

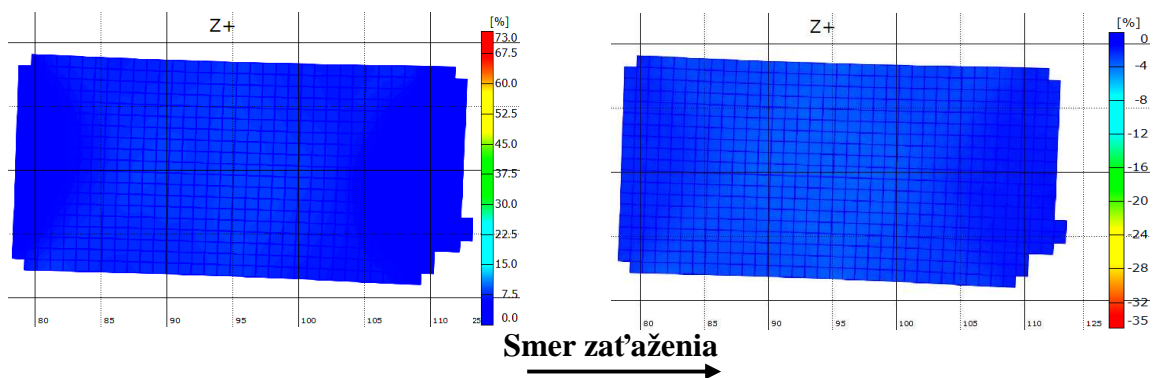


Obr. 77 Skúšobné teleso s pripraveným povrchom – speckle

Deformácia meraná na vybranej oblasti, obr. 77 (Detail A) pomocou ARAMIS-u bola vyhodnocovaná na skúšobnom telese ocele DP1000 T a 1400M T.

Z nameraných hodnôt deformácií systémom ARAMIS boli vykreslené deformačné mapy ε_y (zobrazovaná v kladných hodnotách) a ε_x (zobrazovaná v záporných hodnotách) ocelí v priebehu skúšky v ťahu v oblasti rovnomernej deformácie (pred R_m 1, R_m), v oblasti nerovnomernej deformácie (za R_m - 2, 3) a oblasť tesne pred roztrhnutím - perforácia, obr. 78 a obr. 80. Farebná škála definuje hodnotu deformácie, pričom červená farba predstavuje maximálnu hodnotu, modrá farba predstavuje minimálnu hodnotu. Deformačné mapy ocelí pre ε_y sú vykreslené do hodnoty 73% a pre ε_x do hodnoty 35% kvôli lepšiemu porovnaniu s nameranými hodnotami deformácie zistenými meracím systémom ME46.

Deformačné mapy ocele DP1000 – ε_y a ε_x

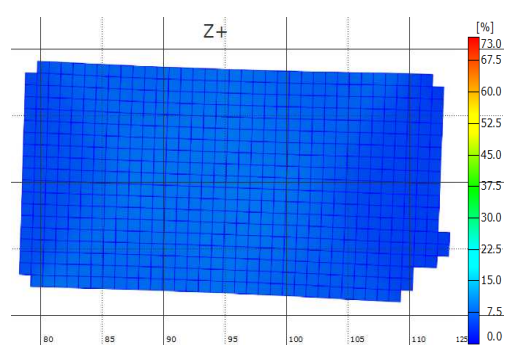


ε_y - rovnomerná deformácia – pred R_m

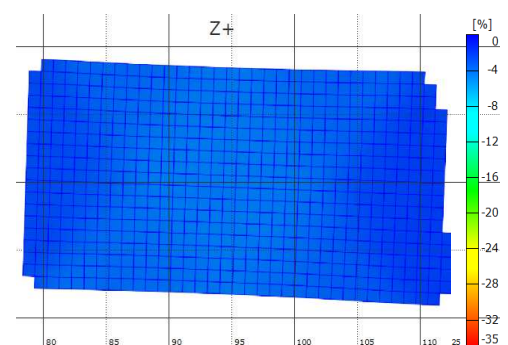
ε_x - rovnomerná deformácia – pred R_m

(1)

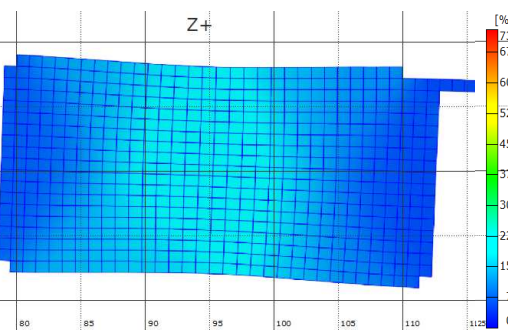
(1)



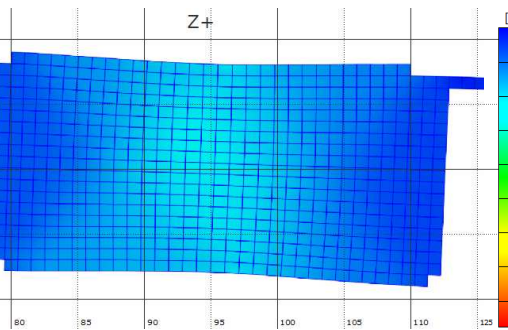
$\varepsilon_y - R_m$



$\varepsilon_x - R_m$



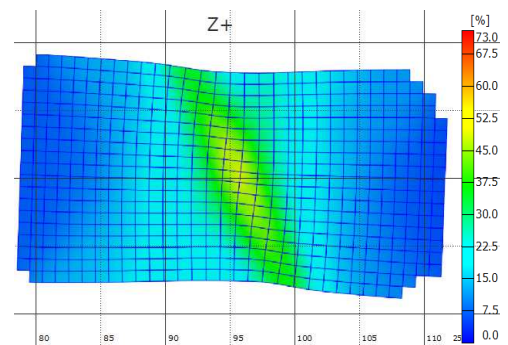
ε_y – nerovnomerná deformácia - za R_m



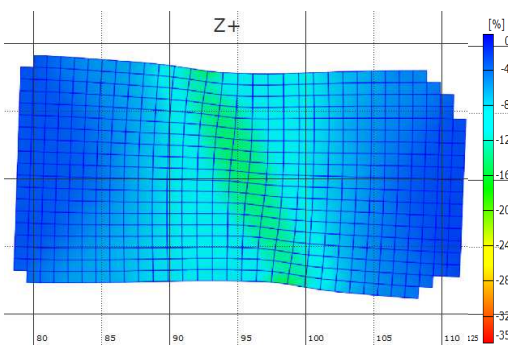
ε_x – nerovnomerná deformácia- za R_m

(2)

(2)



ε_y – nerovnomerná deformácia za R_m



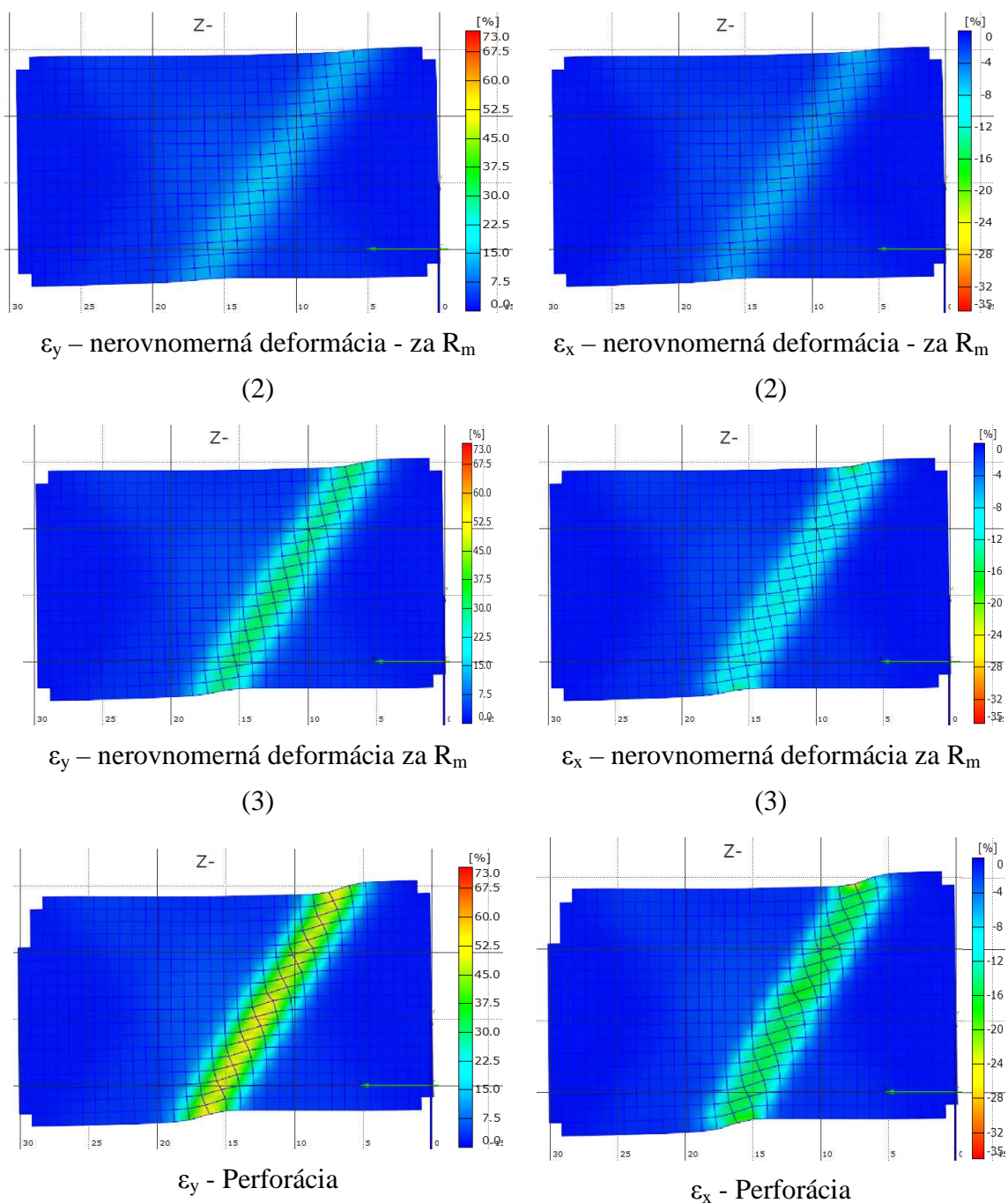
ε_x – nerovnomerná deformácia - za R_m

(3)

(3)



Figure 1 displays four plots showing the distribution of equivalent plastic strain (ϵ_p) in the Z-direction for different deformation stages. The plots are arranged in a 2x2 grid. The top row shows the strain distribution before the final rolling pass (R_m), and the bottom row shows the strain distribution after the final rolling pass (R_m). The left column shows the strain distribution for the y-direction (ϵ_y), and the right column shows the strain distribution for the x-direction (ϵ_x). The color scale on the right of each plot indicates the strain percentage, ranging from 0.0% (blue) to 73.0% (red). The plots show a uniform distribution of strain across the domain.



Obr. 80 Deformačné mapy vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu ocele 1400M-T (ARAMIS)

Hodnoty maximálnej, minimálnej a priemernej ε_y a ε_x ocelí vo vybraných okamihoch zodpovedajúce deformačným mapám z obr. 78 a obr. 80, vypočítané z celého súboru nameraných hodnôt v oblasti zúženia (označená bielou farbou na obr. 79) sú v tab. 16.

Tab. 16 ϵ_y a ϵ_x vo vybraných okamihoch skúšky v ťahu (ARAMIS)

	ϵ_y			ϵ_x		
DP1000 T	MAX	MIN	PRIEMER	MAX	MIN	PRIEMER
pred $R_m - 1$	1,4	0,9	1,2	0,7	0,2	0,5
R_m	10,5	5,2	8,6	4,6	2,2	3,7
za $R_m - 2$	22,2	6,0	13,8	8,9	2,5	5,7
za $R_m - 3$	49,1	6,5	17,7	15,9	2,8	6,9
„perforácia“	62,3	6,4	18,7	19,9	2,6	7,1
1400M T						
pred $R_m - 1$	0,6	0,1	1,4	0,3	0,2	0,1
R_m	4,2	1,3	2,5	1,9	0,5	1,0
za $R_m - 2$	15,8	1,5	14,7	7,5	0,6	2,0
za $R_m - 3$	32,8	1,4	6,2	16,5	0,5	2,5
„perforácia“	55,9	1,3	7,8	25,1	0,5	2,9

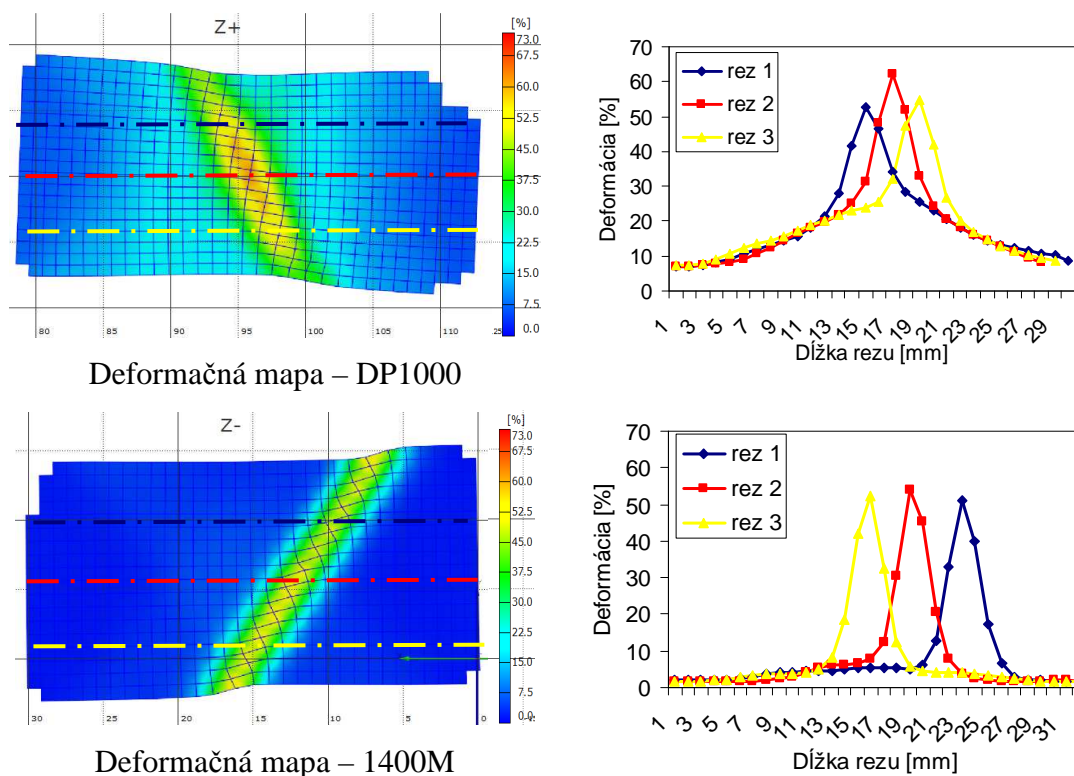
Deformácia sa postupne od začiatku zaťažovania lokalizuje do oblasti, kde vplyvom vysokých napätí dochádza v poslednej fáze k lomu. Posledný obrázok deformačnej mapy (tesne pred lomom – „perforácia“), pri ktorom bolo možné vypočítať hodnoty maximálnej deformácie predstavuje okamih, kedy je skúšobné teleso ešte neporušené. Hodnoty deformácií v okamihu lomu, obr. 79 sú o niečo vyššie.

Hodnota $\epsilon_{yMAX}=10,5\%$ aj $\epsilon_{xMAX}=4,6\%$ na R_m je o 60% vyššia u ocele DP1000 ako u ocele 1400M ($\epsilon_{yMAX}=4,2\%$ a $\epsilon_{xMAX}=1,9\%$). Hodnota ϵ_{yMAX} ocele DP1000 v okamihu „perforácie“ ($\epsilon_{yMAX}=62,3\%$) je o 10% vyššia ako u ocele 1400M ($\epsilon_{yMAX}=55,9\%$) a naopak ϵ_{xMAX} je vyššia o 20% u ocele 1400M ($\epsilon_{xMAX}=25,1\%$) ako u DP1000 ($\epsilon_{xMAX}=19,9\%$).

Pomer hodnôt $\epsilon_{yMAX}/\epsilon_{xMAX}$ u ocele DP1000 je 3,1 a u ocele 1400M je 2,2.

10.2.4.2.1 Parameter lokalizácie deformácie - PLD (ARAMIS)

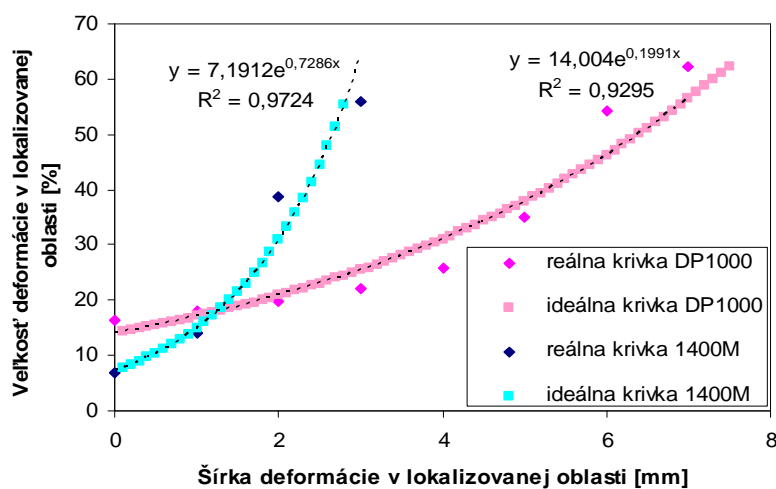
Na deformačných mapách ocelí v okamihu tesne pred lomom boli vytvorené 3 fiktívne rezy, ktoré charakterizujú priebeh a rozloženie deformácie, obr. 81.



Obr. 81 Rez deformačnou mapou v smere zat'azenia (ARAMIS)

Deformácia ocele DP1000 sa rozkladá na väčšej ploche a narastá pozvoľne v porovnaní s oceľou 1400M, kde sa deformácia lokalizuje do malej oblasti a narastá náhle z nízkych hodnôt.

Na obr. 82 je graf gradientu deformácie popísaný aproximačnou krivkou, ktorá bola referenčná pre výpočet $B_{\text{lokal min}}$.



Obr. 82 Gradient lokálnej deformácie ocelí (ARAMIS)

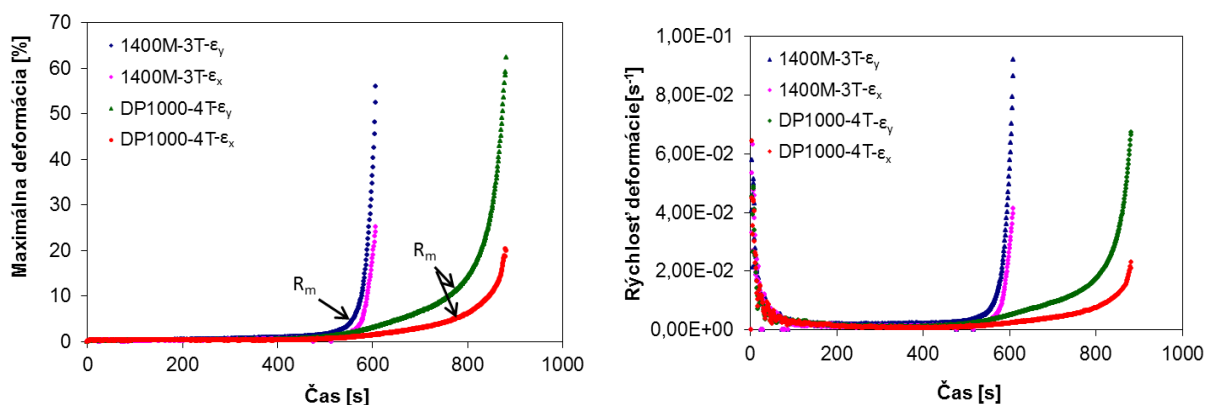
Hodnoty deformácie v lokalizovanej oblasti boli použité pre výpočet lokalizačného parametra deformácie – PLD, ktorý bol vypočítaný rovnako ako v prípade meracieho systému ME46, tab. 17.

Tab. 17 Hodnoty pre výpočet PLD - ARAMIS

Oceľ	DEF _{lokal max} [%]	DEF _{90% max} [%]	DEF _{lokal min} [%]	B _{lokal max} [mm]	B _{lokal min} [mm]	PLD
DP1000	62,3	56,1	16,2	15	0,84	0,2
1400M	55,9	50,4	6,9	5,6	0,24	0,35

10.2.4.2.2 Rýchlosť deformácie

Merací systém ARAMIS umožňuje vyhodnotiť priebeh deformácií (maximálne, minimálne, priemerné) v čase v závislosti od nastavenia snímacej frekvencie, ktorá bola 1 obr/s. Spracovaním hodnôt maximálnych deformácií bola vypočítaná rýchlosť a zrýchlenie deformácie v priebehu celej skúšky, obr. 83.



Obr. 83 Priebeh závislosti maximálnej deformácie a rýchlosti od času

Rýchlosť deformácie ($\dot{\varepsilon}_y$ a $\dot{\varepsilon}_x$) v oblasti rovnomernej deformácie stúpa mierne až do R_m . Smernica dotyčnice poslednej fázy rozvoja deformácii (za R_m) je rovnaká u oboch ocelí, avšak hodnoty maximálnych deformácií ocele DP1000 do R_m sú 3 násobne vyššie ako u ocele 1400M. Rýchlosť maximálnej deformácie ($\dot{\varepsilon}_{y \text{ MAX}}$) u ocele DP1000 je 2x nižšia na R_m a 1,4x nižšia tesne pred lomom ako u ocele 1400M.

10.2.4.2.3 Vplyv veľkosti fazety na výsledky merania deformácií

Systém ARAMIS sleduje deformácie na snímkach pomocou veľkého počtu faziet. Každá platná fazeta tvorí po prepočte jeden merací bod. Veľkosť nastavenej fazety má vplyv na výsledné hodnoty deformácií.

Pri výpočte deformácií bola použitá dvojaká veľkosť fazety a to štandardná 15x15 pixelov = 1,078x1,078 mm a zväčšená 19x19 pixelov = 1,21x1,21 mm.

Pre hodnotenie vplyvu veľkosti fazety na výsledné hodnoty deformácie bola zvolená oceľ DP1000-T. V tab. 18 je znázornená maximálna, minimálna a priemerná hodnota deformácie od R_m („plato“) až do okamihu tesne pred lomom – „perforácia“ v priebehu statickej skúšky v ťahu.

Tab. 18 ε_y a ε_x v závislosti od veľkosti fazety pre oceľ DP1000 T

ε_y	fazeta 15x15			fazeta 19x19		
	MAX	MIN	PRIEMER	MAX	MIN	PRIEMER
začiatok R_m	10,1	5,1	8,3	10,0	5,2	8,3
stred R_m	10,5	5,2	8,6	10,5	5,2	8,6
koniec R_m	10,9	5,1	8,8	10,8	5,3	8,8
1 - za R_m	22,2	6,1	13,8	22,1	6,1	13,8
2 - za R_m	49,1	6,6	17,8	47,1	6,6	17,8
perforácia	62,3	6,4	18,7	58,8	6,8	18,8
ε_x	MAX	MIN	PRIEMER	MAX	MIN	PRIEMER
začiatok R_m	4,4	2,2	3,5	4,4	2,3	3,5
stred R_m	4,7	2,2	3,7	4,6	2,3	3,7
koniec R_m	4,8	2,2	3,8	4,7	2,3	3,8
1 - za R_m	8,9	2,5	5,7	8,8	2,6	5,7
2 - za R_m	15,9	2,8	7,0	16,2	2,7	7,0
perforácia	19,9	2,6	7,1	18,0	3,0	7,2

So zväčšujúcou sa veľkosťou fazety nie je možné dobre vystihnúť lokálne maximá vo vnútri fazety, z toho vyplýva, že maximálne deformácie nadobúdajú nižšie hodnoty a výpočet vyžaduje viac času.

Rozdiely hodnôt maximálnych deformácií pri zmene parametra veľkosti fazety z 15x15 na 19x19 sú v okamihu tesne pred lomom o 6% nižšie pre ε_y a o 10% pre ε_x .

10.2.4.3 Výhody a nevýhody ME46 a ARAMIS

V tab. 19 sú porovnané konkrétne výhody a nevýhody systémov pre meranie deformácií: videoextenzometrická metóda (ME46) a DIC metóda (ARAMIS).

Tab. 19 Porovnávací tabuľka meracích systémov ME46 a ARAMIS

	Výhody	Nevýhody
ME 46	<ul style="list-style-type: none"> - nízka cena - spätné vyhodnocovanie nameraných parametrov - jednoduché ovládanie 	<ul style="list-style-type: none"> - prácne a zdĺhavé vyhodnocovanie - vykresľovanie deformačných máp predchádza výpočtu ťažísk kontrastných bodov pomocou programu VDTK - potreba doplnkového programu na vyhodnocovanie všetkých obrázkov v čase - dokáže spracovať 999 obrázkov (pri väčšom počte prepisovanie pôvodných) - potrebný kvalitný zdroj osvetlenia
ARAMIS	<ul style="list-style-type: none"> - rýchle vyhodnocovanie deformačných charakteristík - variabilita výstupných dát - komplexné štatistické spracovanie 	<ul style="list-style-type: none"> - vysoká cena - dlhý čas predprípravy

V tab. 20 a 21 sú porovnávané deformácie ε_x a ε_y ocelí použitím oboch metód (ME46, ARAMIS) spracované štatisticky (maximálne, minimálne a priemerné hodnoty deformácie) na R_m a tesne pred lomom (perforácia).

Tab. 20 ε_y na R_m a tesne pred lomom ocelí (ME46 a ARAMIS)

ME46	$\varepsilon_y - R_m$		$\varepsilon_y - „perforácia“$	
	DP1000-T [%]	1400M-T [%]	DP1000-T [%]	1400M-T [%]
<i>max</i>	13,0	10,5	72,1	72,2
<i>min</i>	0,0	0,0	0,6	0,0
<i>priemer</i>	8,4	3,5	18,8	8,8
ARAMIS				
<i>max</i>	10,5	4,2	62,3	55,9
<i>min</i>	5,2	1,3	6,4	1,3
<i>priemer</i>	8,6	2,5	18,7	7,9

Tab. 21 ε_x na R_m a tesne pred lomom ocelí (ME46 a ARAMIS)

ME46	$\varepsilon_x - R_m$		$\varepsilon_x - „perforácia“$	
	DP1000-T [%]	1400M-T [%]	DP1000-T [%]	1400M-T [%]
<i>max</i>	11,3	7,7	31,9	40,3
<i>min</i>	0,0	0,0	0,0	0,0
<i>priemer</i>	3,8	1,9	6,8	5,4
ARAMIS				
<i>max</i>	4,6	1,9	19,9	25,1
<i>min</i>	2,2	0,5	2,6	0,6
<i>priemer</i>	3,7	1,1	7,1	3,3

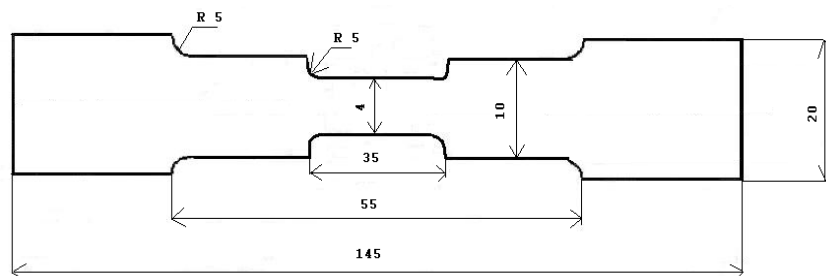
10.2.5 Húževnatosť

Vyhodnotením plochy pod krivkou ťahového diagramu ocelí bola vypočítaná práca na plastickú deformáciu do porušenia resp. húževnatosť.

Celková energia - w_c sa delí na elastickú - w_{el} a plastickú časť - w_{pl} , ktorých podiel sa počas statickej skúšky v ťahu plynule mení.

Pre experimenty bolo použité skúšobné zariadenie Zwick 1387 (upgrade 2008) 200 kN pri rýchlosti 1 mm/min (statické podmienky) a 300 mm/min (kvázistatické

podmienky). Pre vyhodnocovanie boli použité dve skúšobné telesá v smere L a v smere T z každej ocele. V strede skúšobného telesa bolo vytvorené zúženie 3 mm z oboch strán, kde sa lokalizuje deformácia, obr. 84. Tvar a rozmery skúšobného telesa boli navrhnuté tak, aby boli porovnateľné so skúšobnými telesami určenými pre dynamickú ťahovú skúšku vzhľadom na silový rozsah RSO kladiva, obr. 128.



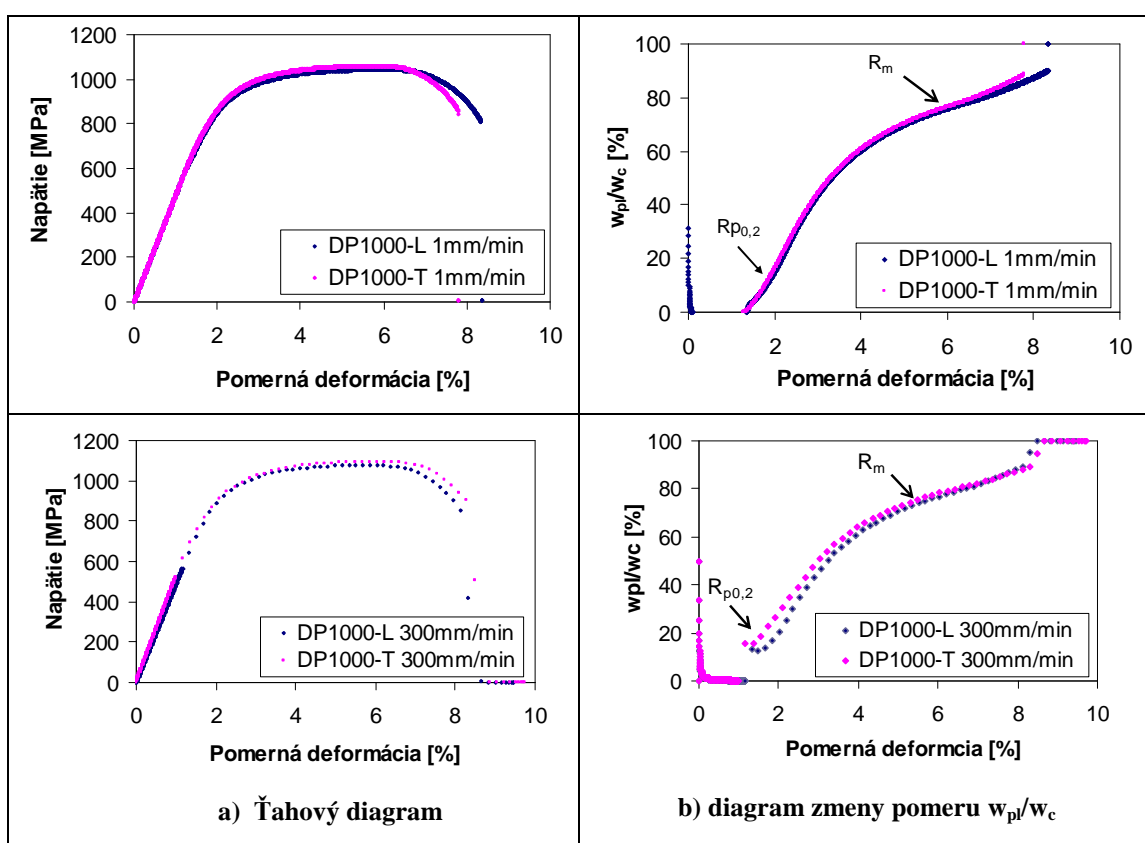
Obr. 84 Skúšobné teleso pre hodnotenie energie plastickej deformácie

V tab. 22 sú znázornené v akom pomere sú hodnoty w_{el} a w_{pl} pri skúške v ťahu až do lomu pri rýchlostiach zaťažovania 1 mm/min a 300 mm/min.

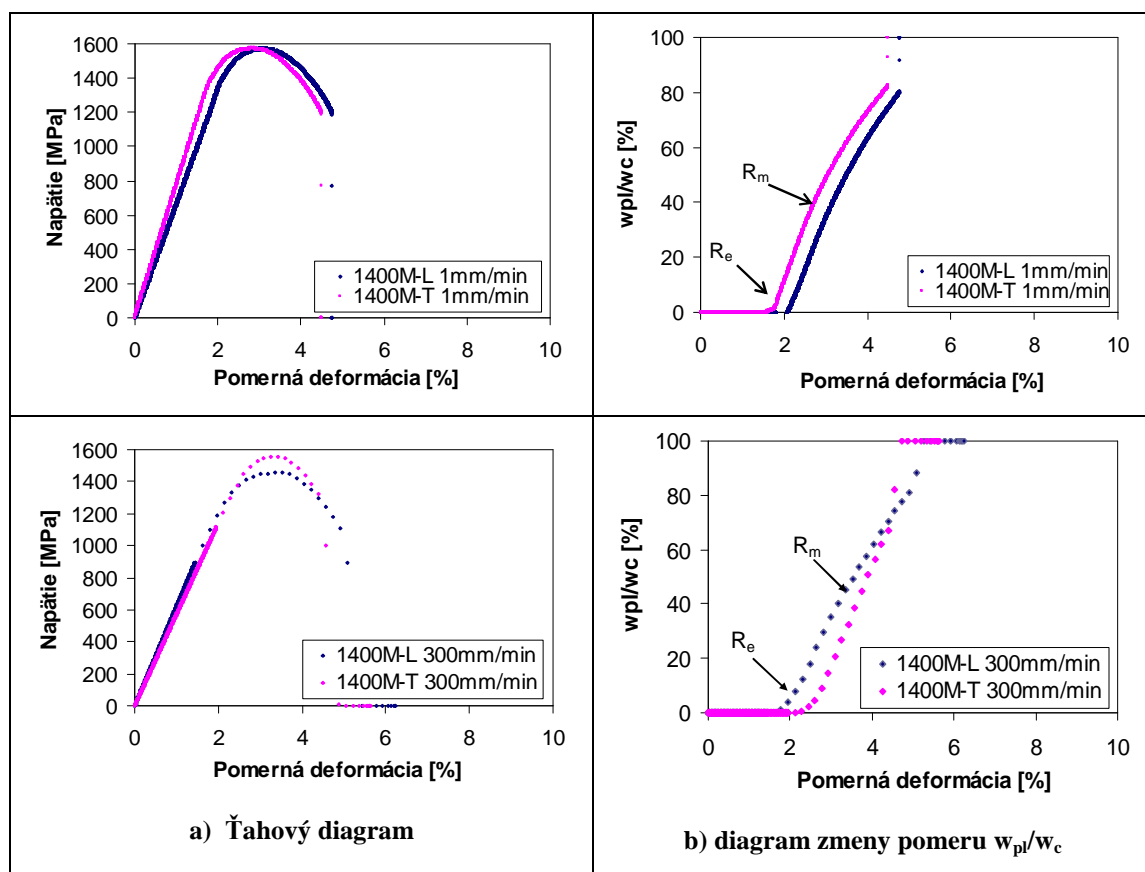
Tab. 22 Húževnatosť ocelí pre rýchlosti zaťažovania 1 a 300 mm/min

v=1 mm/min	w_{el} [J]	w_{pl} - húževnatosť		w_c [J]
		[J]	[J/mm ³]	
DP1000-L	0,7	6,5	0,036	7,2
DP1000-T	0,8	6,0	0,033	6,8
1400M-L	0,3	5,6	0,031	5,9
1400M-T	0,4	4,8	0,266	5,2
v=300 mm/min				
DP1000-L	0,4	7,1	0,039	7,5
DP1000-T	0,4	7,4	0,041	7,8
1400M-L	0,6	4,8	0,026	5,5
1400M-T	0,9	4,0	0,022	4,9

Ťahové diagramy ocelí a diagram zobrazujúci pomer energie na plastickeú deformáciu ku celkovej energii v priebehu skúšky v ťahu pri rýchlosti 1 a 300 mm/min sú na obr. 85-86. Podľa percenta rozloženia energie na plastickeú deformáciu môžeme identifikovať rezervu plasticity, ktorá nám kvantifikuje spotrebovanú energiu od R_m až do porušenia.



Obr. 85 Ťahové diagramy DP1000 – 1 mm/min a 300 mm/min



Obr. 86 Ťahové diagramy 1400M – 1 mm/min a 300 mm/min

10.2.6 Statická ohybová skúška

Statická ohybová skúška nám slúžila na zistenie hodnoty maximálnej deformácie v mieste ohybu a maximálneho uhlu ohybu bez porušenia resp. bez vzniku kritických trhlín. Hodnotenie vzniku a rozvoja trhlín na skúšobných telesách v priebehu ohýbania bolo realizované vizuálne makroskopicky.

Skúška bola realizovaná na zariadení FP100 s použitím prípravku na ohyb, obr. 87 s nasledovnými parametrami:

- polomer razníka - $R_r = 4 \text{ mm}$
- polomer podpier - $R_{pod} = 2 \text{ mm}$
- vzdialenosť medzi podperami - $W = 40 \text{ mm}$

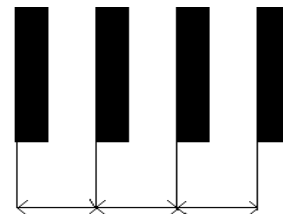


Obr. 87 Prípravok na trojbodový ohyb

Ako skúšobné telesá boli použité pásy plechov o rozmeroch 15x60 mm, na ktorých povrch bol nanesený raster vo vzdialenosti cca 1 mm. Jednotlivé rozostupy medzi rastrami boli pred skúškou zmerané, obr. 88.



a) Skúšobné teleso s dĺžkovými mierkami



b) meranie deformácie

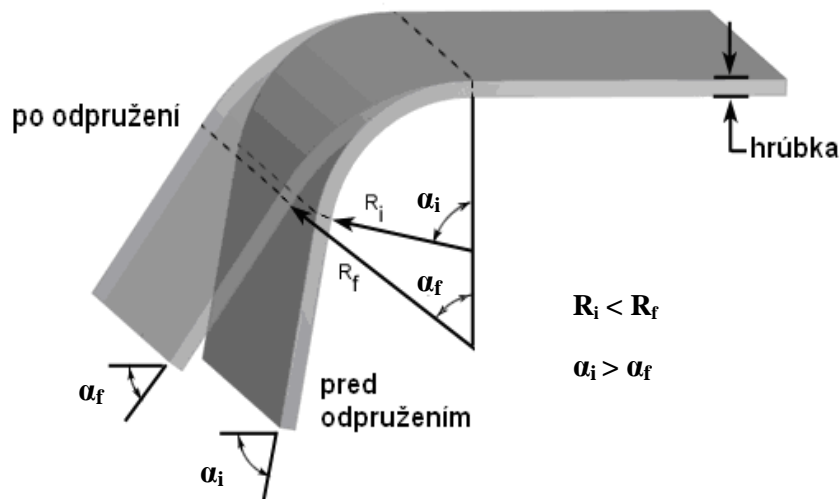
Obr. 88 Spôsob merania deformácie

Postup stanovenia maximálnej deformácie v ohybe:

Skúšobné teleso bolo postupne ohýbané až do vzniku makroskopických trhlín. Po odľahčení bol zmeraný uhol odpruženia – SB (springback) a deformácia pri danom uhle. Deformácia bola vypočítaná na základe dĺžkových zmien vyznačených na skúšobnom telese pred a po ohybe. Na obr. 89 je schematicky znázornené skúšobné teleso s vyznačením meraného uhla ohybu pred a po odpružení.

Vzdialenosti vyznačeného rastra boli merané pomocou dielenského mikroskopu s digitálnym odčítaním hodnôt.

SB bol meraný pomocou uhlomera s odhadovanou chybou merania $\pm 3^\circ$, ktorý bude bližšie popísaný v ďalšom



Obr. 89 Schéma ohýbania s vyznačením uhlov pred a po odpružení

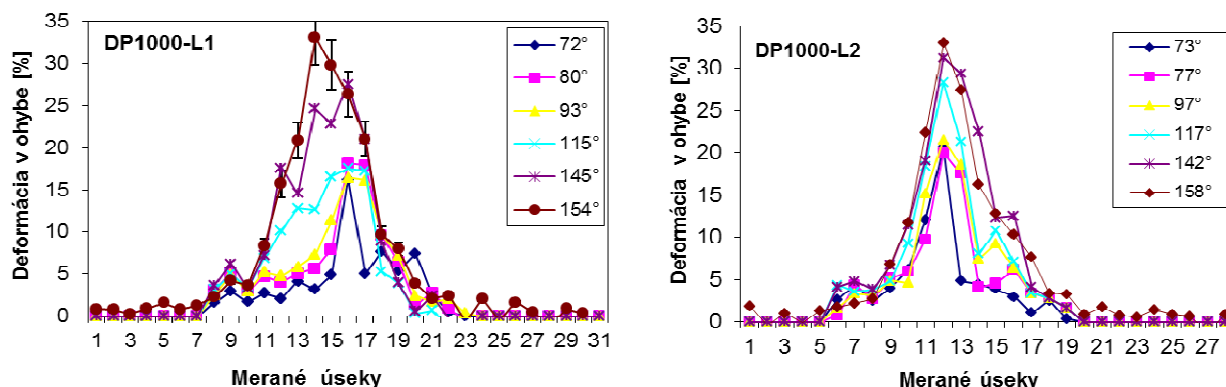
10.2.6.1 Maximálna deformácia v mieste ohybu

Pripravené skúšobné telesá (2 ks z každej ocele t.j. L1, L2, T1, T2) boli postupne ohýbané do zvoleného uhla až do vzniku makroskopických trhlín na ohýbanej strane.

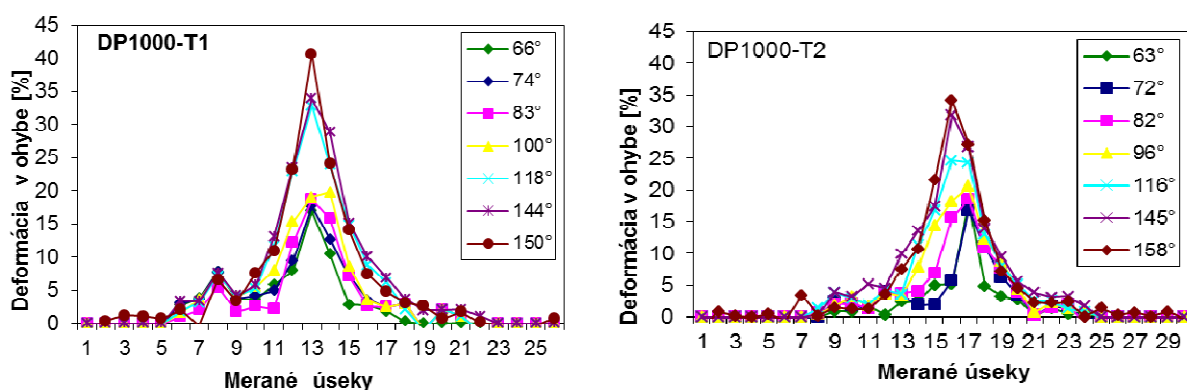
Tieto ocele sú charakteristické veľkým odpružením, preto uhol ohybu pred odpružením – α_i je zmenšený o SB.

Vypočítané hodnoty deformácie v % v závislosti na uhle ohybu po odpružení - α_f v priebehu ohýbania boli znázornené na obr. 90-91. Odhadovaná chyba nameranej deformácie je $\pm 4\%$.

Deformácia v ohybe ocele DP1000



Obr. 90 Deformácie po dĺžke skúšobného telesa ocele DP1000-L v priebehu ohýbania

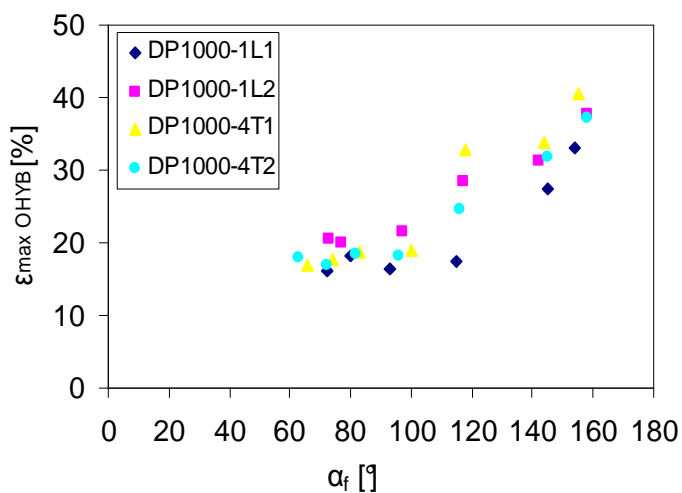


Obr. 91 Deformácie po dĺžke skúšobného telesa ocele DP1000-T v priebehu ohýbania

Maximálne lokálne hodnoty deformácií v mieste najväčšieho ohybu - $\epsilon_{\max\text{OHYB}}$ u ocele DP1000 boli v priemere 35% v smere L aj T okrem skúšobného telesa DP1000 T1, u ktorého vznikla malá makroskopická trhlinka na povrchu, už pri uhle 150°, čo sa prejavilo na hodnote maximálnej nameranej deformácie ($\epsilon=42\%$).

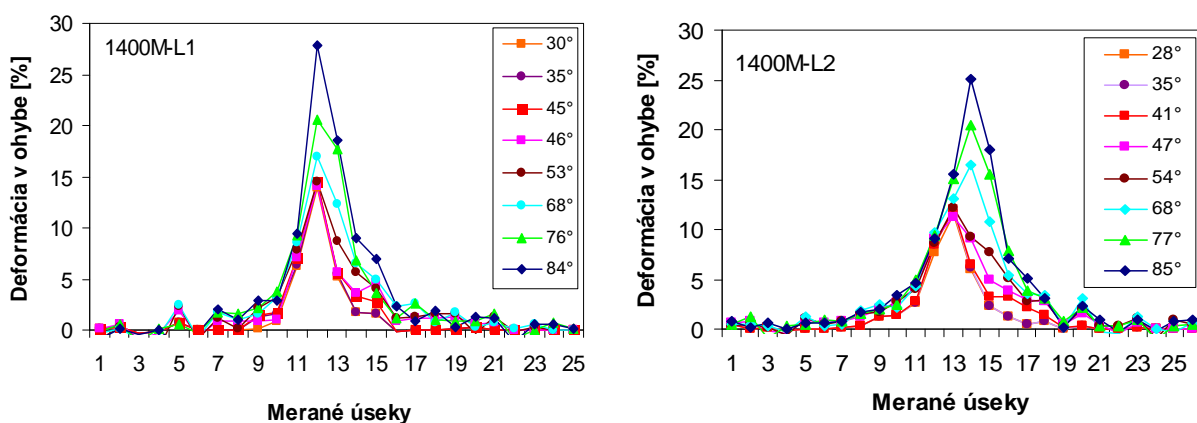
Z priebehov deformácií skúšobných telies v smere L a T počas ohýbania na obr. 90-91 je vidieť, že $\epsilon_{\max\text{OHYB}}$ v intervale uhla ohybu 60° - 100° je v priemere 20% a jej hodnota je konštantná.

Závislosť α_f na $\epsilon_{\max\text{OHYB}}$ u ocele DP1000 je na obr. 92. Po prekročení medze sklzu, ktorá je dosahovaná u ocele DP1000 pri uhle približne 110°, nastáva výrazný rozvoj plastickej deformácie. Veľkosť $\epsilon_{\max\text{OHYB}}$ bola meraná pre skúšobné telesá bez makroskopicky vizuálnych trhlín.

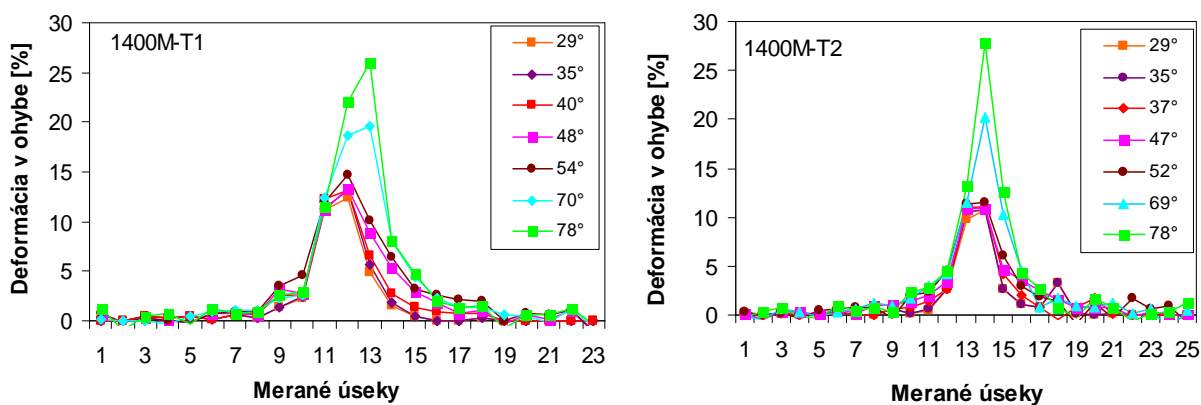


Obr. 92 Závislosť $\varepsilon_{\max\text{OHYB}}$ od α_f ocele DP1000 v priebehu ohýbania

Deformácia v ohybe ocele 1400M



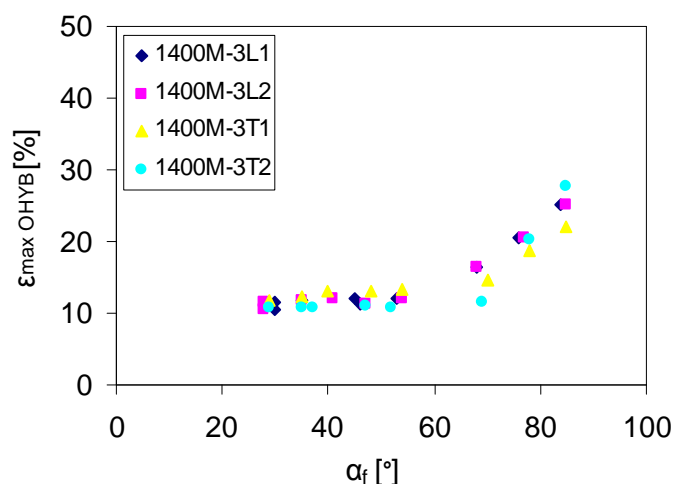
Obr. 93 Deformácie v ohybe ocele 1400M-L



Obr. 94 Deformácie v ohybe ocele 1400M-T

Vzhľadom na nízku schopnosť plastickej deformácie ocele 1400M, maximálne dosahované uhly ohybu bez vzniku makroskopických trhlín na strane ťahových napätí boli v smere L - 85°, a v smere T - 78°. Maximálna deformácia v mieste ohybu u ocele 1400M je 26-28%, obr. 93-94.

Závislosť α_f na $\epsilon_{\max\text{OHYB}}$ u ocele 1400M je na obr. 95. Výsledky ukazujú, že hodnota deformácie pri uhle ohybu 30° - 60° sa mení iba minimálne a jej priemerné hodnoty dosahujú 13%. Po prekročení medze sklzu, ktorá je dosahovaná u ocele 1400M pri uhle približne 60°, nastáva výrazný rozvoj plastickej deformácie.



Obr. 95 Závislosť $\epsilon_{\max\text{OHYB}}$ od α_f ocele 1400M v priebehu ohýbania

U skúšobných telies 1400M v smere T vznikali makroskopické trhliny v strede a na obode ohýbanej časti v rovine kolmej k osi ohýbania už pri 80°uhle, obr. 96.



Obr. 96 Fotografia porušených telies s trhlinou ocele 1400M

10.2.6.2 Uhol odpruženia

Uhol odpruženia ocelí bol stanovený ako rozdiel uhlu ohybu pred odpružením a uhlu ohybu po odpružení až do vzniku makroskopických trhlín, obr. 89.

$$SB = \alpha_i - \alpha_f \quad (16)$$

Namerané hodnoty SB v závislosti od uhla ohybu pred odpružením - α_i a po odpružení - α_f sú v tab. 23-24.

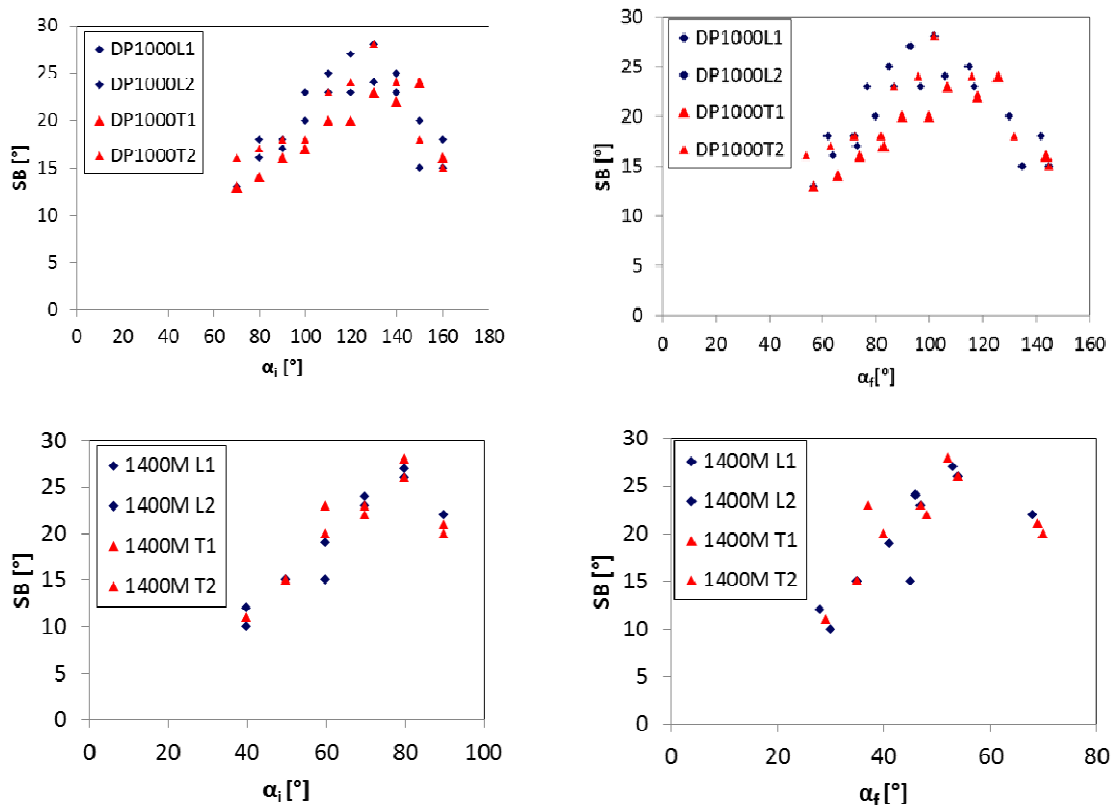
Tab. 23 Namerané hodnoty SB ocele DP1000

Pred odpružením [°]	Po odpružení [°]							
	DP1000-L1		DP1000-L2		DP1000-T1		DP1000-T2	
α_i	α_f	SB	α_f	SB	α_f	SB	α_f	SB
70	57	13	57	13	57	13	54	16
80	62	18	64	16	66	14	63	17
90	72	18	73	17	74	16	72	18
100	80	20	77	23	83	17	82	18
110	85	25	87	23	90	20	87	23
120	93	27	97	23	100	20	96	24
130	102	28	106	24	107	23	102	28
140	115	25	117	23	118	22	116	24
150	135	15	130	20	126	24	132	18
160	145	15	142	18	144	16	145	15
180	163	17	164	16	163	17	160	20

Tab. 24 Namerané hodnoty SB ocele 1400M

Pred odpružením [°]	Po odpružení [°]							
	1400M-L1		1400M-L2		1400M-T1		1400M-T2	
α_i	α_f	SB	α_f	SB	α_f	SB	α_f	SB
40	30	10	28	12	29	11	29	11
50	35	15	35	15	35	15	35	15
60	45	15	41	19	40	20	37	23
70	46	24	47	23	48	22	47	23
80	53	27	54	26	54	26	52	28
90	68	22	68	22	70	20	69	21
100	76	24	77	23	78	22	78	22
110	84	26	85	25	85	25	85	25

Z nameraných hodnôt SB boli vykreslené grafy, obr. 97. SB. Experimentálne bolo zistené, že SB sa v priebehu ohýbania mení u ocele DP1000 v rozmedzí $13-28^\circ$ a u ocele 1400M v rozmedzí $10-28^\circ$ v závislosti od α_i , obr. 97. U ocele DP1000 dochádza k poklesu SB pri ohýbaní o uhol väčší ako 110° a u ocele 1400M pri ohýbaní o uhol väčší ako 55° (prekročení $R_{p0,2}$).

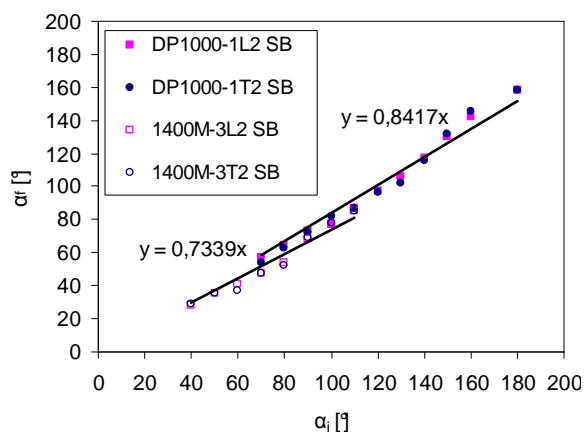


a) uhol ohybu pred odpružením

b) uhol ohybu po odpružení

Obr. 97 Závislosť SB od uhla ohybu ocelí

Grafickým znázornením hodnôt α_f a α_i dostaneme lineárnu závislosť, obr. 98.



Obr. 98 Lineárna závislosť uhlu ohybu pred a po odpružení

10.3 Skúšky ocelových plechov v dynamických podmienkach

10.3.1 Dynamická ohybová skúška

Dynamická ohybová skúška bola realizovaná na Charpyho kladive s nasledujúcimi parametrami: polomer impaktora je $R=2\text{ mm}$, polomer podpier $R_{\text{podpery}} = 1\text{ mm}$ a vzdialenosť medzi podperami $L = 40\text{ mm}$. Pre skúšku boli použité 4 ks skúšobných telies ocele DP1000 (2 ks L, 2 ks T) a 4 ks 1400M (2 ks L, 2 ks T), ktoré boli pripravené rovnako ako v prípade statických t.j. vo forme tenkých pásov plechu.

Cieľom skúšky bolo stanoviť hodnotu maximálnych lokálnych deformácií v ohybe pri rôznom uhle v dynamických podmienkach.

Skúšobné telesá boli navrhnuté v dĺžkach 60, 55, 45 mm, šírka pásu 15 mm s hrúbkou plechu $=1,8\text{ mm}$ a ohýbané pomocou Charpyho kladiva. Na základe rozdielnych dĺžok telies boli dosahované rôzne uhly ohybu $35\text{--}40^\circ$, 60° a 80° .

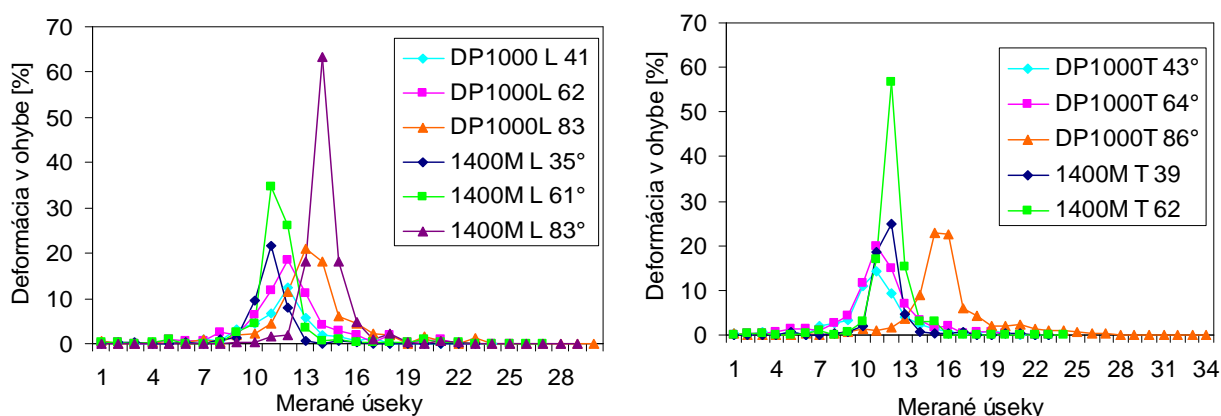
Na povrch skúšobného telesa bol nanesený raster s krokom približne 1 mm , obr. 199. Deformácia bola vypočítaná na základe zmien vzdialeností medzi jednotlivými úsekmi pred a po ohybe. Vzdialenosti medzi jednotlivými úsekmi boli merané pomocou mikroskopu s digitálnym odčítavaním hodnôt.



Obr. 99 Skúšobné teleso pre dynamickú ohybovú skúšku

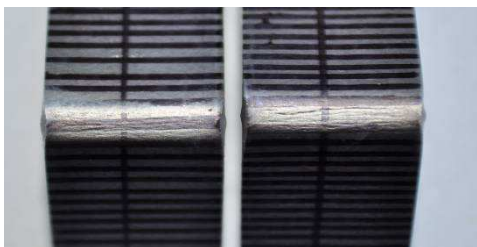
10.3.1.1 Maximálna lokálna deformácia v dynamickom ohybe

Namerané hodnoty deformácie v celej línii merania dynamickej ohybovej skúšky sú znázornené sú na obr. 100.



Obr. 100 Namerané hodnoty deformácií ocele DP1000 v priebehu ohýbania

Hodnota maximálnej lokálnej deformácie ocele 1400M L pri uhle 60° je 35% a povrch skúšobného telesa je bez viditeľných makroskopických trhlín. Na povrchu ocele 1400M L boli pri uhle približne 80° pozorované trhliny, ktoré sa v statických podmienkach nevyskytovali, obr. 101a) (nameraná hodnota deformácie je preto 60%). Hodnotu maximálnej deformácie ocele 1400M T pri uhle 80° nebolo možné zmerať z dôvodu praskania ocele v mieste ohybu, obr. 10b).



a) 1400M-L (dynamický ohyb Charpy)



b) 1400M-T (dynamický ohyb Charpy)

Obr. 101 Fotografie telies 1400M s trhlinami pre uhol 80° (dynamický ohyb)

Maximálna lokálna deformácia ocele DP1000 je od hodnoty 13,3% pre uhol 40° až do 22% pre uhol 80° . Makroskopické trhliny na povrchu telies u ocele DP1000 neboli pozorované.

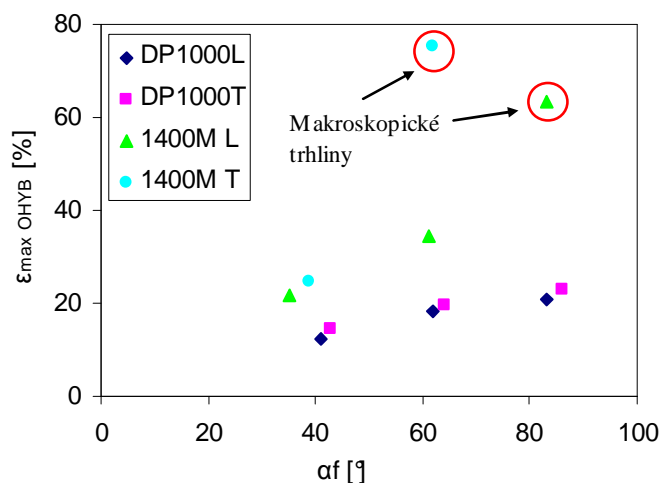
Maximálna deformácia v ohybe - $\epsilon_{\max \text{ OHYB}}$ v mieste najväčšieho ohybu smere L a T pre tri dosahované uhly 35° - 40° , 60° , 80° , je v tab. 25

Tab. 25 Hodnoty $\epsilon_{\max \text{ OHYB}}$ (dynamická ohybová skúška)

Oceľ	$\epsilon_{\max \text{ OHYB}} [\%]$		
	40°	60°	80°
DP1000 L	12,3	18,5	21,0
DP1000 T	14,3	19,8	22,9
<i>Priemer DP1000</i>	<i>13,3</i>	<i>19,2</i>	<i>22,0</i>
1400M L	21,5	34,7	63,5 (Tr)
1400M T	24,8	75,3 (Tr)	-
<i>Priemer 1400M</i>	<i>23,2</i>	-	-

Poznámka: Tr – makroskopické trhliny na povrchu skúšaného telesa

Na obr. 102 je znázornená závislosť $\epsilon_{\max \text{ OHYB}}$ od uhlu ohybu. Smer valcovania na hodnoty $\epsilon_{\max \text{ OHYB}}$ v dynamických podmienkach nebol preukázaný.



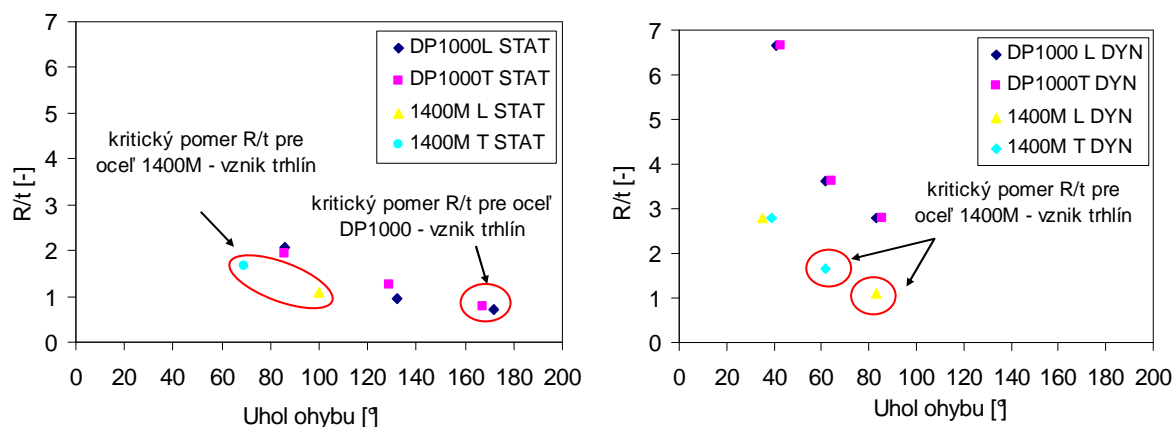
Obr. 102 Závislosť maximálnej deformácie od uhlu ohybu v dynamickom ohybe

10.3.1.2 Pomer R/t pri ohýbaní

Výrobca udáva, že ohyb do uhla 90° bez vzniku trhlín na vonkajšej strane je možný, ak pomer R/t neprekročí hodnotu 2 pre oceľ DP1000 a hodnotu 3 pre oceľ 1400M, str. 58.

Skúšobné telesá boli ohýbané v statických a dynamických podmienkach (viď predošlá kapitola) s cieľom stanoviť lokálnu deformáciu v ohybe a kritický pomer R/t pre skúmané ocele. Polomer ohybu bol meraný na mikroskope pomocou okuláru na meranie polomerov.

Závislosť uhla ohybu od pomeru R/t v statických a dynamických podmienkach je na obr. 103.



Obr. 103 Pomer R/t v závislosti od uhla ohybu

Kritický pomer ocele DP1000 v smere L aj T zistený v statickom ohybe je $R/t=0,8$. Kritický pomer ocele 1400M v smere L je $R/t=1,1$ v statickom aj v dynamickom ohybe a ocele 1400M v smere T je $R/t=1,6$ v statickom aj v dynamickom ohybe, obr. 103. U ocele DP1000 v dynamickom ohybe nedošlo k vzniku trhlín pre dosahované uhly 35° - 40° , 60° a 80° , preto ani kritický pomer R/t nebol stanovený.

10.3.1.3 Spotrebovaná energia na ohyb

Energia resp. práca spotrebovaná na ohyb (w_{ohyb}) skúšobných telies bola experimentálne stanovená pomocou Charpyho kladiva.

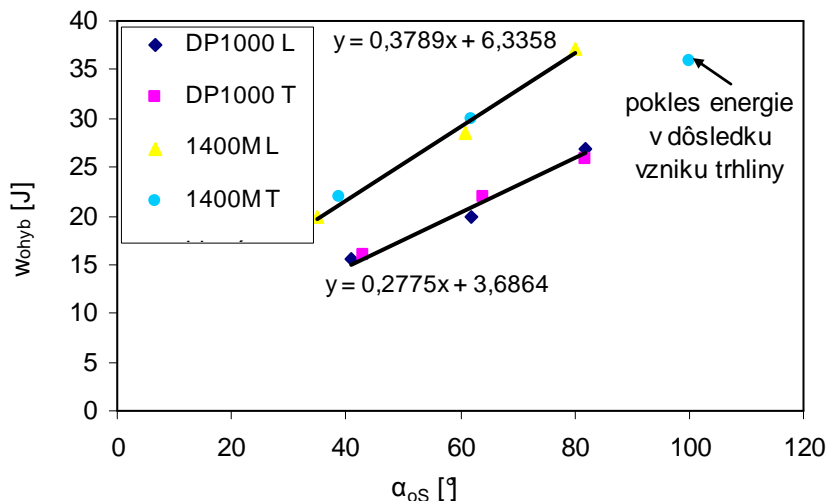
Uhol ohybu dosiahnuteľný na Charpyho kladive závisí predovšetkým od dĺžky pásu plechu a od vzdialenosti medzi podperami, ktorá je v tomto prípade daná konštrukciou Charpyho kladiva t.j. 40 mm. Skracovaním dĺžok skúšobných telies (60, 50, 45 mm) bola dosahovaná rôzna veľkosť uhlu ohybu. Šírka pásu plechu bola konštantná $b=15$ mm. Namerané výsledky pri rôznych uhloch ohybu sú v tab. 26.

Tab. 26 Namerané hodnoty w_{ohyb} oboch ocelí

L=45 mm	α_f [°]	W_{ohyb}	
		[J]	[J/°]
DP1000L	41	15,5	0,39
DP1000T	43	16	0,37
1400M L	35	20	0,57
1400M T	39	22	0,56
L=50 mm			
DP1000L	62	20	0,32
DP1000T	64	22	0,34
1400M L	61	28,5	0,47
1400M T	62	30 (Tr)	0,48
L=60 mm			
DP1000L	83	27,5	0,33
DP1000T	86	27,2	0,32
1400M L	83	38,5 (Tr)	0,46
1400M T	100	35 (Tr)	0,35

Poznámka: Tr – makroskopicky viditeľná trhlina na povrchu skúšobného telesa

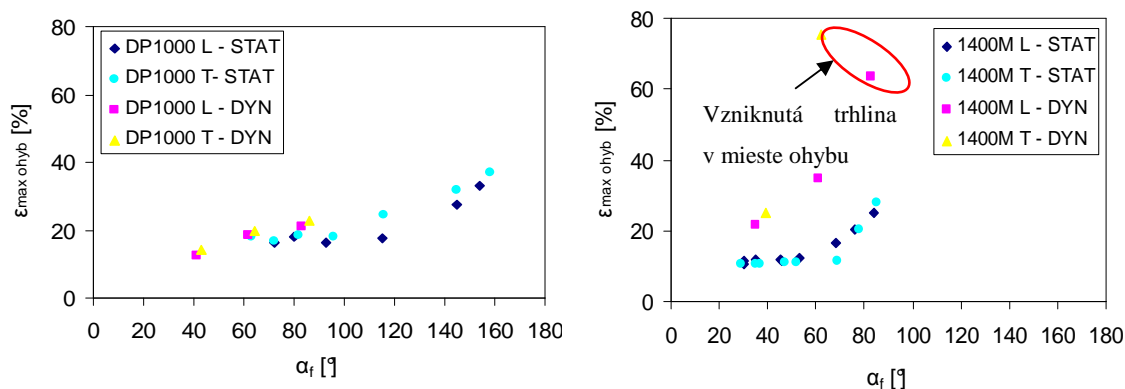
Pri dynamickej skúške ohybom došlo u ocele 1400M ku praskaniu v mieste ohybu vplyvom prekročenia kritickej hodnoty R/t , čo sa prejavilo aj v poklese hodnoty spotrebovanej energie, obr. 104. Smer valcovania nemal vplyv na hodnoty spotrebovanej energie.



Obr. 104 Závislosť w_{OHYB} od α_f

10.3.1.4 Porovnanie statickej a dynamickej ohybovej skúšky

Z diagramov na obr. 105, kde sú znázornené hodnoty maximálnej lokálnej deformácie ocelí v priebehu ohýbania v statických a dynamických podmienkach môžeme pozorovať, že u ocele 1400M vzrástla hodnota maximálnej lokálnej deformácie v ohybe na rozdiel od ocele DP1000.



Obr. 105 Porovnanie $\epsilon_{max OHYB}$ v statických a dynamických podmienkach

10.3.2 Skúška rázom v ohybe tenkých oceľových plechov

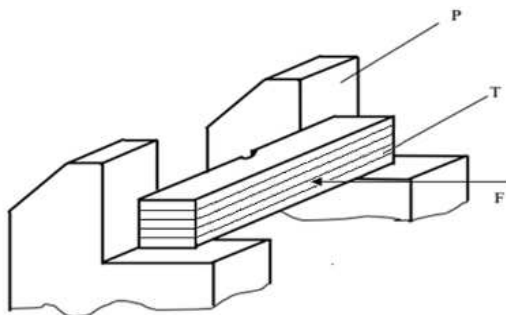
Meranie vrubovej húževnatosti bolo realizované pomocou Charpyho kladiva (300 J). Na experimenty boli použité skúšobné telesá neštandardizovaného typu, ktoré boli zostavené z viacerých plátov plechu lepením alebo zoskrutkovaním (10 mm x 10 mm x počet spojených plátov), obr. 106. Maximálna hrúbka skúšobného telesa dosahovala 9 mm spojením piatich plátov.

10.3.2.1 Lepené skúšobné telesá

Skúšobné telesá boli spájané štruktúrnymi lepidlami - SikaPower 490 a BETAMATE 1040 S, ktoré sa využívajú v automobilovom priemysle.

SikaPower 490 je štruktúrne lepidlo čiernej farby na epoxidovej báze, ktoré je aplikované za tepla pri teplote 50 až 60 °C. Prednosťou lepidla je vysoká pevnosť, adhézia na mastný povrch, ochrana pred koróziou a je odolné proti vymývaniu. Je vhodné pre kombináciu s bodovým zvaráním, nitovaním a inými mechanickými technológiami spájania alebo ich môže do značnej miery nahradiť [75].

BETAMATE 1040 S je lepidlo zelenej farby na epoxidovej báze, ktoré sa aplikuje za tepla pri teplote 40 až 65 °C. Prednosťou lepidla je jeho vynikajúca príľnavosť, vysoká trvanlivosť lepidla, dobrá ochrana kovov a bodových spojov pred koróziou, kompatibilita s ostatnými mechanickými a tepelnými technikami spájania [76].



Obr. 106 Zostavené skúšobné teleso spojené štruktúrnym lepidlom

Postup zostavenia a rozmery skúšobných telies:

Skúšobné telesá boli zostavené v rôznych variantoch lepením 2, 3, 4, 5 plátov plechu. Lepidlá boli na aktívnu plochu skúšobného telesa nanášané za tepla s použitím teplovzdušnej pištole s následným vytvrdením v peci pri teplote 180 °C. Lepidlo bolo aplikované vo forme húsenice s priemerom asi 3 mm [77].

Vruby na spojených skúšobných telesách boli vyrobené kotúčovou frézou s vrcholovým uhlom 45° a polomerom vrubu 0,25 mm (podľa normy STN EN 10 045-1) a elektroiskrovo s vrcholovým uhol 90° a polomerom vrubu 0,4 mm), obr. 107.



a) Elektroiskrový vrub

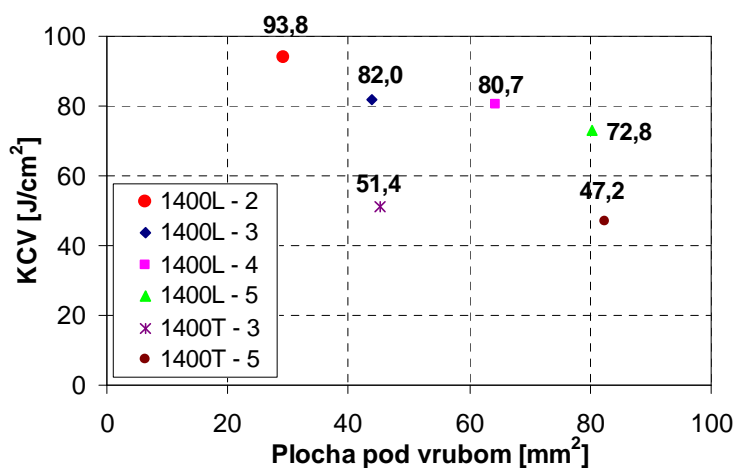
b) Frézovaný vrub

Obr. 107 Skúšobné telesá s vrubmi a) lepené b) zoskrutkované

- hĺbka vrubu = 2 mm
- dĺžka a šírka (podľa normy STN EN 10 045-1 t.j. 10x55 mm)
- hrúbka telesa sa vzťahuje na hrúbku plechu a závisí od počtu spojených plátov plechu t.j. 5 plátov = 9 mm + vrstva lepidla.

10.3.2.1.1 Vplyv hrúbky

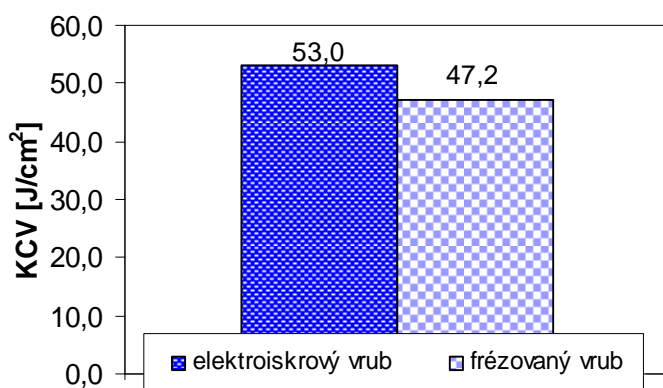
Pre hodnotenie vplyvu hrúbky bola vybraná oceľ 1400M – L, T. Skúšobné telesá v smere L boli spojené z 2, 3, 4 a 5-tich plátov plechu a pre 1400M-T z 3 a 5-tich plátov plechu. Výsledky skúšky vrubovej húževnatosti lepených skúšobných telies ocele 1400M L a 1400M T sú na obr. 108.



Obr. 108 Hodnota vrubovej húževnatosti lepených skúšobných telies ocele 1400M

10.3.2.1.2 Vplyv vrubu

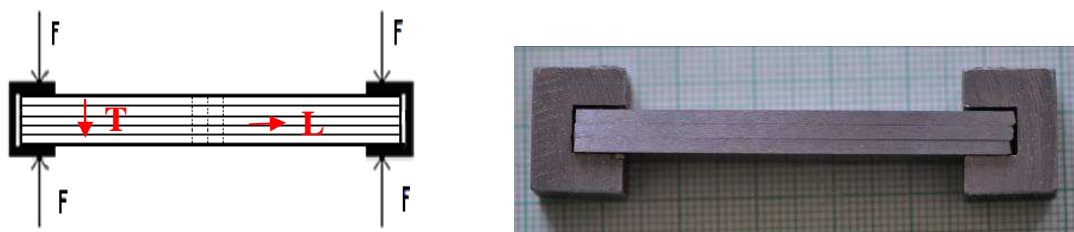
Vplyv vrubu na hodnoty vrubovej húževnatosti bol skúmaný pre oceľ 1400M T. Z priemerných hodnôt húževnatosti bol vykreslený stĺpcový diagram, obr. 109.



Obr. 109 Porovnanie vrubov ocele 1400M-T

10.3.2.2 Zoskrutkované skúšobné telesá

Skúšobné telesá boli zostavené z troch pásov plechu, spájané pomocou kovových držiakov v tvare U pevne spojené skrutkami na oboch koncoch, obr. 110. Na skúšku boli použité dve telesá z každej ocele a smeru.



Obr. 110 Skúšobné teleso spájané pomocou kovových držiakov v tvare U

10.3.2.3 Vplyv metódy spájania a typu adhezíva

Priemerná hodnota vrubovej húževnatosti z hľadiska vplyvu metódy spájania (lepené alebo skrutkované) a typu adhezíva (SikaPower 490 – SP490 a Betamate1040 – BM1040) bola vypočítaná zo 4 skúšobných telies z každej ocele v smere L a T, tab. 27.

Hodnotenie vrubovej húževnatosti bolo vykonané pre telesá spojené z troch plátov.

Tab. 27 Hodnoty KCV podľa metódy spájania a druhu lepidla

Oceľ		KCV [J/cm^2]							
		Metóda spájania				Druh lepidla			
		Lepené	L/T	Skrutkované	L/T	SP 492	L/T	BM 1040	L/T
DP1000	L	76,6	1,14	86,1	1,2	85,7	1,25	76,6	1,14
	T	67,3		71,2		68,3		67,3	
1400M	L	72,7	1,41	84,0	1,65	78,0	1,52	72,7	1,41
	T	51,4		50,9		51,1		51,4	

10.3.2.4 Kombinované skúšobné telesá - zoskrutkované

Skúšobné telesá boli zoskrutkované z troch plátov plechu v rôznych kombináciách ocelí. Pre experimenty boli použité 2 ks skúšobných telies z každej ocele a smeru, z ktorých bola vypočítaná priemerná hodnota KCV, tab. 28.

Cieľom experimentov bolo zistiť vplyv kombinovania plátov na hodnotu vrubovej húževnatosti. Hodnoty KCV kombinovaných skúšobných telies boli porovnávané so skúšobnými telesami zostavenými z rovnakých typov ocelí.

Kombinácie plechov:

$1L, T-5L, T-1L, T = DP1000-L, T - 1400M-L, T - DP1000-L, T$

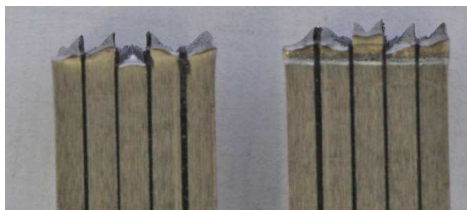
$5L, T-1L, T-5L, T = 1400M-L, T - DP1000-L, T - 1400M-L$

Tab. 28 Hodnoty KCV skrutkovaných skúšobných telies v rôznych kombináciách

KCV [J/cm^2]			
DP1000		1400M	
1L-1L-1L	1T-1T-1T	5L-5L-5L	5T-5T-5T
86,1	71,2	78,8	50,9
1. kombinácia plechov		2. kombinácia plechov	
1L-5L-1L	1T-5T-1T	5L-1L-5L	5T-1T-5T
83,6	62,9	74,5	58,4

10.3.2.5 Analýza lomových plôch pri skúške rázom v ohybe

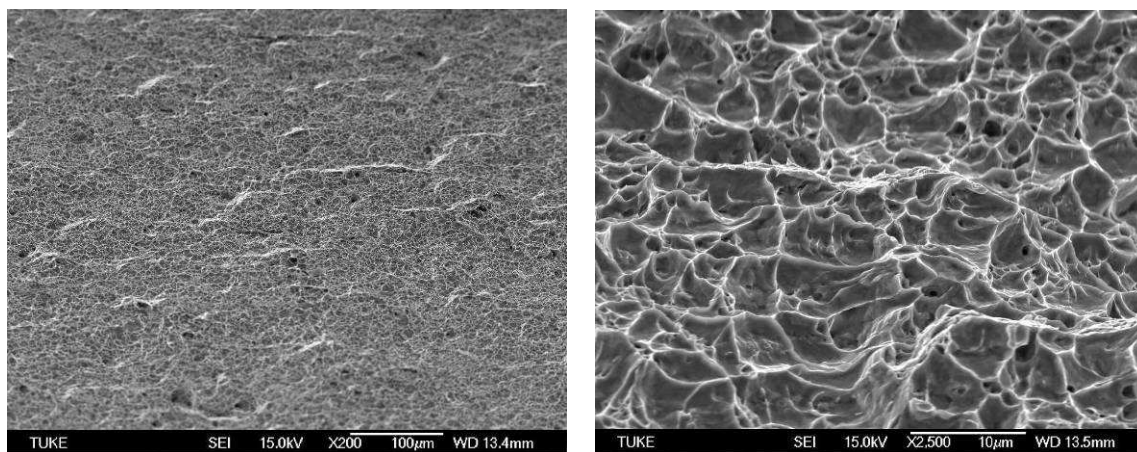
Z prerazených skúšobných telies boli odobraté časti lomových plôch ocelí v smere L a T pre pozorovanie na rastrovacom elektrónovom mikroskope JEOL JSM 7000 F. Tvar lomovej plochy bol odlišný vzhľadom na pozíciu jednotlivých plátov plechu pri zostavení, obr. 111. Lom okrajových plátov plechu bol vytvorený pod uhlom 45° na celej lomovej ploche z jednej strany, zatiaľ čo lomová plocha stredného plátu plechu bola vytvorená z oboch strán pod uhlom 45° .



Obr. 111 Skúšobné teleso po prerazení

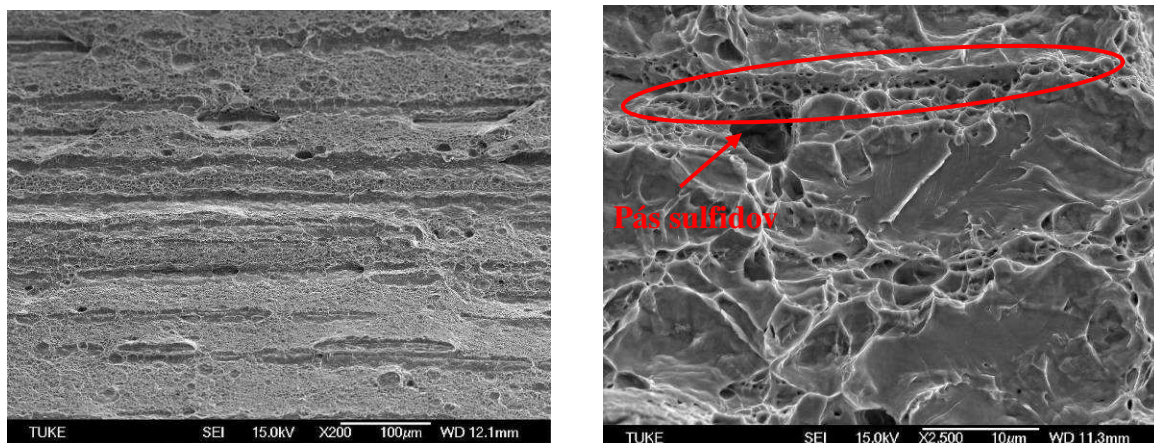
10.3.2.5.1 REM analýza lomových plôch

Lomové plochy zostavených skúšobných telies po skúške vrubovej húževnatosti mali charakter tvárneho transkryštalického porušenia s jamkovou morfológiou, obr. 112.

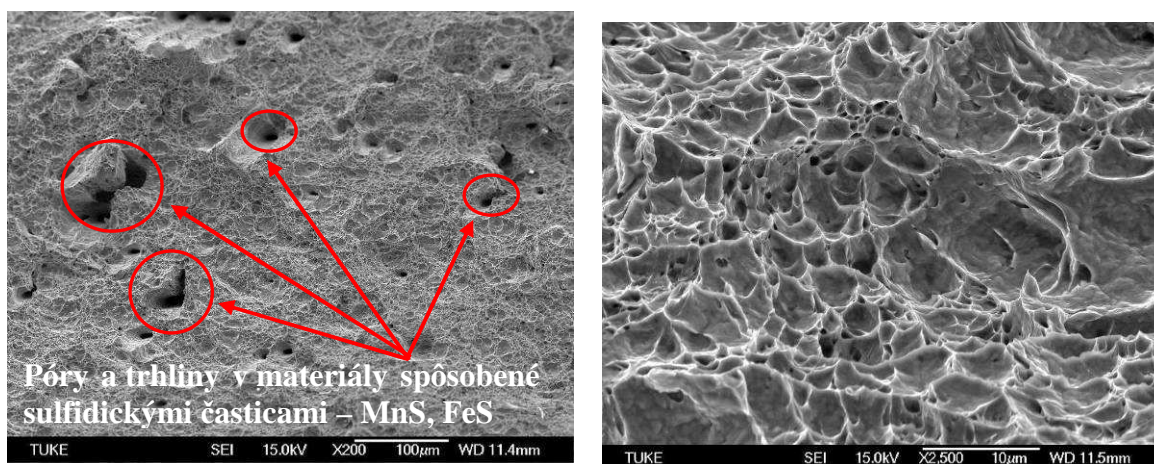


Obr. 112 Lomová plocha DP 1000L po skúške vrubovej húževnatosti

Na lomových plochách skúšobného telesa 1400M T boli viditeľné pásy sulfidov, obr. 113 a dutiny s priemerom až do $50\text{ }\mu\text{m}$, obr. 114.



Obr. 113 Lomová plocha ocele DP1000T po skúške vrubovej húževnatosti



Obr. 114 Lomová plocha ocele 1400M-L po skúške vrubovej húževnatosti

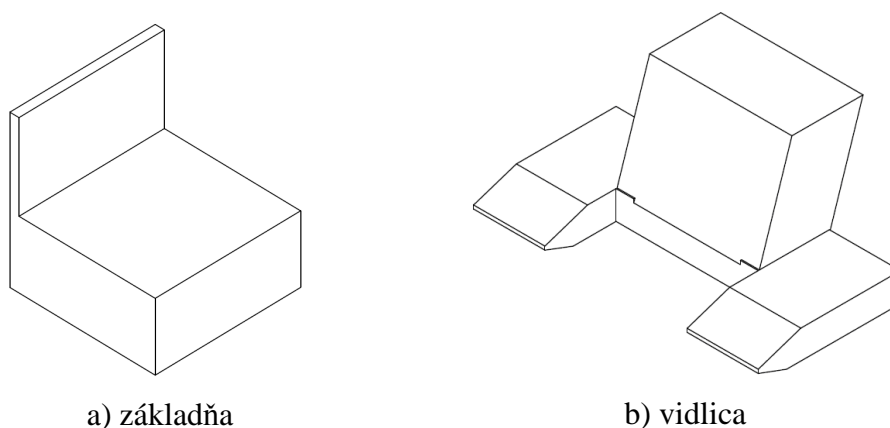
10.3.3 Dynamická trhacia skúška

V rámci práce bola navrhnutá nová metodika skúšania plechov v dynamických podmienkach v móde III (trhací mód).

Trhacia skúška bola realizovaná pomocou modifikovaného Charpyho kladiva, ktoré bolo prestavané na podmienky skúšania v móde III.

Popis zariadenia a princíp skúšky:

Pre trhaciu skúšku bola vyrobená nová základňa, na ktorej boli skúšobné telesá upevnené, obr. 115 a). Pre zabezpečenia podmienok trhania bol impaktor Charpyho kladiva nahradený tzv. vidlicou, ktorá bola zostavená z dvoch častí pevne zvarenými k sebe, obr. 119b).



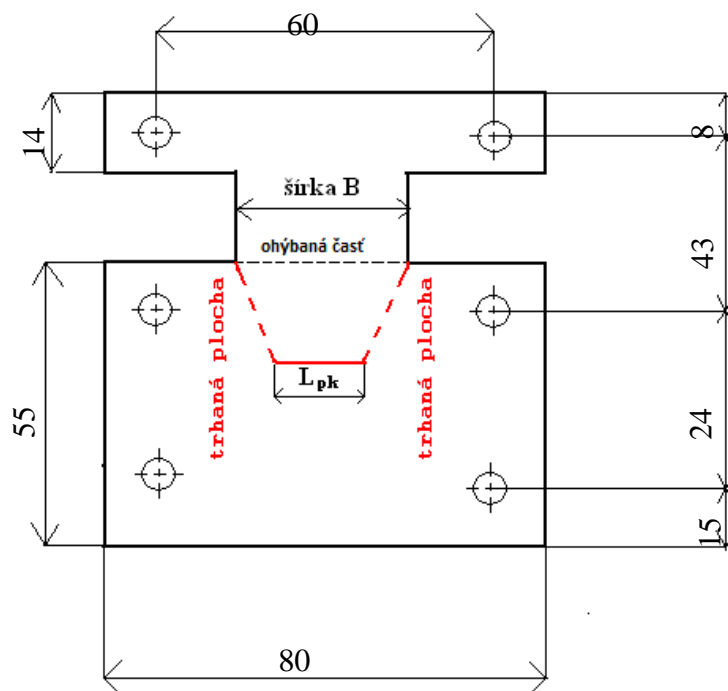
Obr. 115 Přípravky na trhanie pomocou Charpyho kladiva

Cieľom trhacej skúšky je stanoviť hodnotu práce resp. energie spotrebovanej na trhanie plechov - mód III v dynamických podmienkach.

Celková spotrebovaná energia v priebehu trhacej skúšky sa delí na energiu na ohyb, energiu na trhanie a energiu na lom, ktorých podiel bol stanovený pomocou experimentálnych metód.

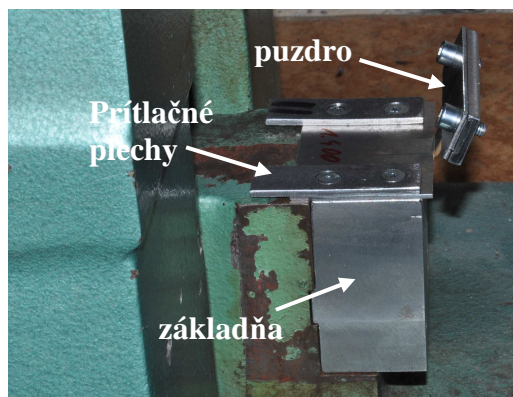
10.3.3.1 Rozmery a tvar skúšobných telies

Pre skúšanie plechov v móde III boli špeciálne navrhnuté skúšobné telesá – TTS (tearing test specimens), obr. 116.



Obr. 116 Rozmery a tvar skúšobného telesa (TTS)

Vrchná časť skúšobného telesa bola na začiatku ohnutá o definovaný uhol $60-65^\circ$, aby vidlica pri náraze presne dosadla do voľného priestoru medzi hrotmi a bola pevne uložená v puzdre. Spodná časť bola pevne priskrutkovaná k základni pomocou dvoch prítlačných plechov po oboch stranách, obr. 117.



Obr. 117 Skúšobné teleso (TTS) pred trhacou skúškou, $B=35\text{ mm}$

Pre dynamickú trhaciú skúšku boli použité tri typy skúšobných telies z oboch ocelí, pričom bol sledovaný vplyv šírky „krku“ na trhanie plechov.

1. typ – $B=35\text{ mm}$

Pre experimenty boli použité skúšobné telesá s vrubom (U-vrub, $r=2\text{ mm}$) (DP1000L a DP1000T) a bez vrubu (DP1000L, T a 1400M L, T), ktorých šírka „krku“ $B=35\text{ mm}$. Po každej skúške bola zmeraná celková energia (w_c), dĺžka natrhnutia (L_T), šírka plastického kĺbu [74] (L_{PK}), obr. 119 a uhol, o ktorý sa TTS ohne, kým dôjde k trhaniu (α_{fT}), tab. 29.

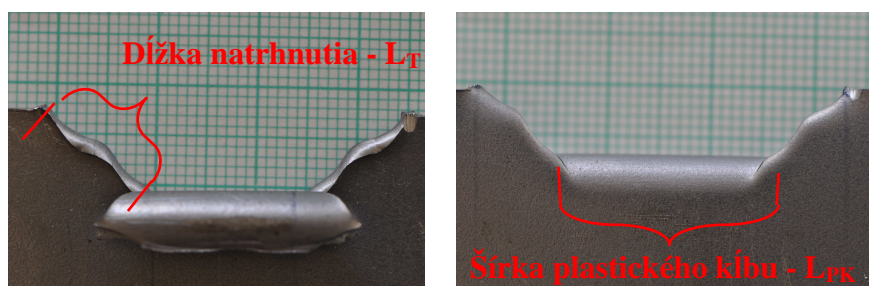
Tab. 29 Celková spotrebovaná energia pri trhacej skúške ($B=35\text{ mm}$)

$B=35\text{mm}$	α_{fT} [°]	L_T [mm]	L_{PK} [mm]	w_c [J]
DP1000 L VRUB	45	13,7	11,8	255,5
DP1000 T VRUB	45	13,8	9,6	250,6
DP1000L	45	15,9	13,1	292,0
DP1000T	35	12,2	17,5	293,2
1400M L	70	13,6	11,6	255,0
1400M T	65	bez trhania	-	85,8

U všetkých skúšobných telies pri šírke $B=35$ mm (okrem 1400M T) dochádzalo k natrhnutiu plechov na určitú dĺžku s dolomením v poslednej fáze, obr. 118. Trhanie plechov prebiehalo pod uhlom cca 45° . Dĺžka trhliny bola odmeraná na dielenskom mikroskope, tab. 29. Detail trhanej plochy je na obr. 119.



Obr. 118 TTS po trhacej skúške s $B=35$ mm



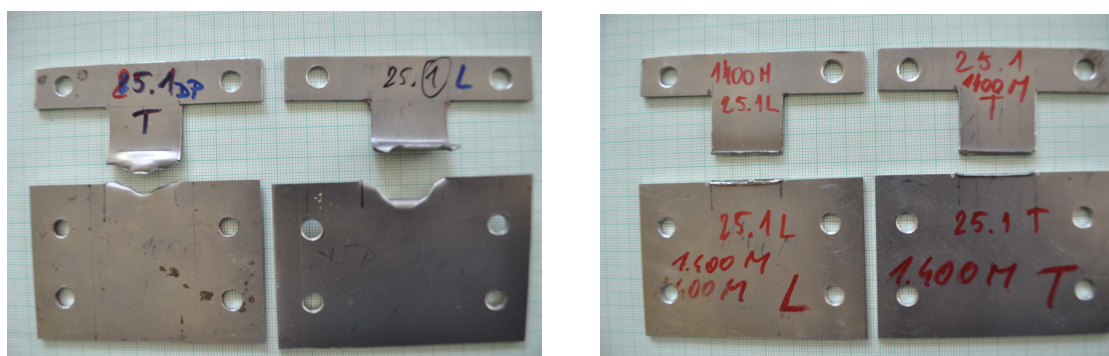
Detail spredu

Detail zozadu

Obr. 119 Detail trhanej plochy ocele DP1000 L s $B=35$ mm

2. typ – $B=25$ mm

Pre experimenty boli použité telesá bez vrubu (DP1000L, T a 1400M L, T), ktorých šírka „krku“ je $B=25$ mm. Trhanie nastalo u iba na skúšobných telesách DP1000 L, T, obr. 120. Výsledky skúšky sú v tab. 30.



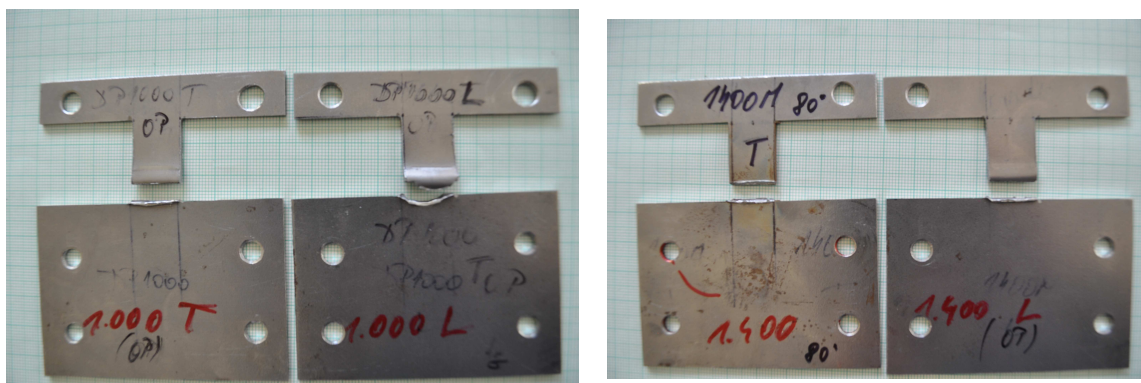
Obr. 120 TTS po trhacej skúške s $B=25$ mm

Tab. 30 Celková spotrebovaná energia pri trhacej skúške (B=25 mm)

B=25 mm	α_{fT} [°]	L_T [mm]	L_{PK} [mm]	w_c [J]
DP1000-L	45	12	6,35	194,3
DP1000-T	35	9	-	117,9
1400M L	75	bez trhaní	-	74,0
1400M T	15	bez trhaní	-	22,0

3. typ – B=15 mm

Pre experimenty boli použité telesá bez vrubu (DP1000L, T a 1400M L, T), ktorých šírka „krku“ B=15 mm. Proces trhaní nastal iba v prípade skúšobného telesa DP1000 L a začiatočná fáza trhaní bola pozorovaná aj pre TTS ocele 1400M L. Ostatné skúšobné telesá boli zlomené v najviac namáhanej časti vplyvom dynamického rázu v ohybe, obr. 121. Výsledky skúšky sú v tab. 31.

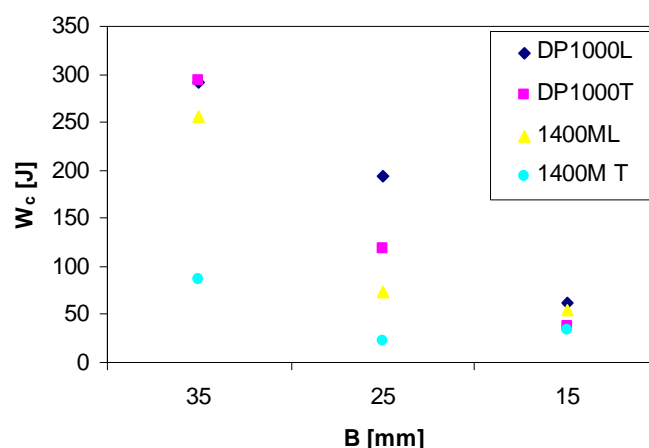


Obr. 121 TTS po trhacej skúške s B=15 mm

Tab. 31 Celková spotrebovaná energia pri trhacej skúške (B=15 mm)

B=15 mm	α_{fT} [°]	L_T [mm]	w_c [J]
DP1000-L	50	3,11	62,2
DP1000-T	40	-	36,8
1400M L	70	1,81	53,8
1400M T	50	-	33,1

Na obr. 122 je znázornený vplyv šírky B na veľkosť spotrebovanej energie.



Obr. 122 Vplyv šírky „krku“ na hodnoty spotrebovanej energie pre TTS bez vrubu

Experimentálne bolo zistené, že šírka „krku“ B ovplyvňuje proces trhania skúmaných vysokopevných ocelových plechov. Pri šírke B=15 mm a B=25 mm trhanie nenastalo a skúšobné telesá sa predčasne zlomili. Najvhodnejšie telesá pre zabezpečenie procesu trhania sú TTS 1. typu (B=35 mm). Pri tejto šírke B dochádzalo u takmer všetkých skúšobných telies k trhaniu okrem telesa 1400M T, tab. 29.

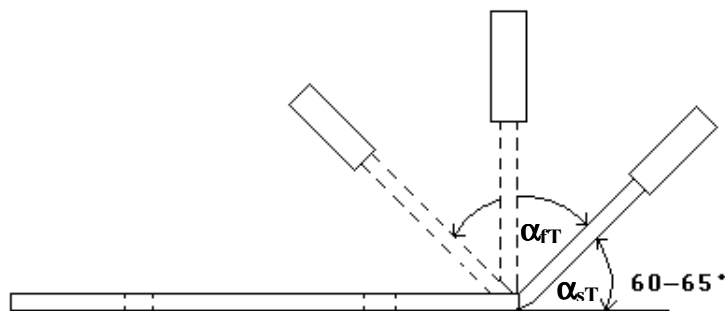
10.3.3.2 Analýza spotrebovanej energie TTS

Celková energia nameraná pre skúšobné telesá pozostáva z troch zložiek: energia na ohyb, energia na prelomenie, energia na trhanie. V nasledujúcej kapitole bol vyčíslený podiel týchto zložiek ($w_{ohyb}/w_{lom}/w_{trhanie}$) pomocou experimentálnych metódik pre skúšobné telesá s B=35 mm.

$$w_c = w_{ohyb} + w_{lom} + w_{trhanie} \quad (17)$$

1. Energia na ohyb (w_{ohyb})

Pred začiatkom skúšky je TTS ohnuté na ohýbadle do uhla 60° pre oceľ 1400M a do uhla 65° pre oceľ DP1000 (α_{sT}), obr. 127. V prvej fáze trhacej skúšky, po náraze kladiva na skúšobné teleso je teleso namáhané na ohyb. Uhol, o ktorý sa dané TTS ohne (α_{TT}), obr. 123 je rozdielny vzhľadom na typ ocele a jeho hodnota bola odmeraná po skúške na TTS s B=35mm, tab. 29.



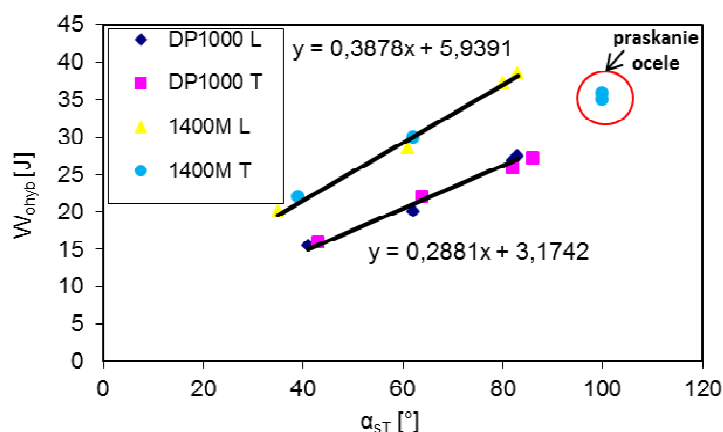
Obr. 123 Ohýbanie TTS pri trhacej skúške

Hodnota spotrebovanej práce na ohyb bola stanovená experimentálne pomocou úzkych oceľových pásov o rozmeroch 15x60, 15x50 a 15x45 mm, ktoré boli dynamicky namáhané na ohyb prostredníctvom Charpyho kladiva, obr. 124. Tri dĺžkové varianty skúšobných telies boli zvolené z dôvodu dosiahnutia rozdielneho uhlu ohybu. Šírka pásu plechu bola volená vzhľadom na konštrukciu Charpyho kladiva.



Obr. 124 Teleso na stanovenie energie na ohyb

Z experimentov bolo zistené, že dĺžka pásu $L=45$ mm spôsobí ohyb približne 40° , $L=50$ mm spôsobí ohyb 60° a $L=60$ mm spôsobí ohyb približne 85° . Experimentálne zistená závislosť spotrebovanej energie od uhlu ohybu je na obr. 125.



Obr. 125 Závislosť spotrebovanej energie od uhla ohybu ocelí DP1000 a 1400M

Na základe experimentálne zistenej trendovej čiary boli dopočítané hodnoty spotrebovanej energie v závislosti od uhlu ohybu, tab. 32.

Tab. 32 Hodnoty spotrebovanej práce na ohyb v závislosti od uhlu ohybu

B=15 mm	W _{ohyb}			
α_f	DP1000		1400M	
[°]	[J]	[J/°]	[J]	[J/°]
10	6,1	0,6	9,8	1,1
15	7,5	0,5	11,8	0,8
20	8,9	0,5	13,7	0,7
25	10,4	0,4	15,6	0,6
30	11,8	0,39	17,6	0,6
35	13,3	0,38	19,51	0,6
40	14,7	0,4	21,5	0,5
45	16,1	0,4	23,4	0,5
50	17,6	0,4	25,3	0,5
55	19,0	0,4	27,3	0,5
60	20,5	0,3	29,2	0,5
65	21,9	0,3	31,2	0,5
70	23,3	0,3	33,1	0,5
75	24,8	0,3	35,0	0,5
80	26,2	0,3	37,0	0,5
85	27,7	0,3	38,9	0,5
90	29,1	0,3	40,8	0,5
95	30,5	0,3	42,8	0,5
100	32,0	0,3	44,7	0,5

Vzhľadom nato, že vyčíslenie energie ohybových telies bolo realizované na páse plechu šírky B = 15 mm, bolo potrebné túto energiu prepočítať na šírku TTS; B = 25 mm a B = 35 mm. Prepočet bol realizovaný na základe predpokladu, že so zväčšujúcou sa šírkou ohýbaného plechu sa priamo úmerne zväčšuje aj spotrebovaná energia. ($2 \times B = 2 \times w_{ohyb}$), tab. 33. Uhol α_{FT} bol zmeraný po skúške na každom TTS.

Tab. 33 Spotrebovaná energia na ohyb v závislosti od šírky B

OCEĽ	B=15 mm			B=25 mm			B=35 mm		
	α_{fT}	W_{ohyb}		α_{fT}	W_{ohyb}		α_{fT}	W_{ohyb}	
	[°]	[J]	[J/°]	[°]	[J]	[J/°]	[°]	[J]	[J/°]
DP1000 L	50	17,6	0,4	45	26,9	0,6	45	37,7	0,8
DP1000 T	40	14,7	0,4	35	22,1	0,6	35	30,9	0,9
1400M L	70	33,1	0,5	75	58,4	0,8	70	77,2	1,1
1400M T	50	25,33	0,51	15	19,59	1,31	65	72,67	1,12

2. Energia na lom

Hodnota spotrebovanej energia na lom (w_{lom}) bola stanovená pomocou úzkych pásov plechu o rozmeroch 15x60 mm a jej merná hodnota je vzťahovaná na plochu pod vrubom. Pre dosiahnutie lomu v mieste ohybu bol vytvorený po celej šírke skúšobného telesa vrub s polomerom $R=0,8$ mm v hĺbke 1 mm. Spotrebovaná energia na lom pre teleso so šírkou $B=15$ mm bola prepočítaná pomocou koeficientu (priamo úmerný narastajúcej šírke, $2xB=2xw$) na šírky $B=25$ mm a $B=35$ mm, tab. 34.

Tab. 34 Spotrebovaná energia na lom

OCEĽ	W_{lom}					
	B=15 mm		B=25 mm		B=35 mm	
	J	[J/mm ²]	J	[J/mm ²]	J	[J/mm ²]
DP1000L	7,2	0,6	12,0	1,0	16,8	1,4
DP1000T	6,9	0,6	11,5	1,0	16,1	1,3
1400M L	9,2	0,8	15,3	1,3	21,5	1,8
1400M T	5,8	0,5	9,7	0,8	13,5	1,1

3. Energia na trhanie

Na základe predchádzajúcich experimentov pre výpočet energie na lom a energie na ohyb bola vyčíslená energia spotrebovaná na trhanie ($w_{trhanie}$) pre TTS ako:

$$w_{trhanie} = w_c - (w_{ohyb} + w_{lom})$$

Hodnoty w_{trhanie} pre TTS, u ktorých pri trhacej skúške došlo k natrhnutiu sú v tab. 35. Prázdne miesta v tabuľke znamenajú, že k trhaniu nedochádzalo.

Tab. 35 Energia spotrebovaná na trhanie TTS pre rôzne šírky B

OCEĽ	w_{trhanie}					
	B=15 mm		B=25 mm		B=35 mm	
	J	$[J/mm]$	J	$[J/mm]$	J	$[J/mm]$
DP1000L - VRUB	-	-	-	-	201,1	14,7
DP1000T - VRUB	-	-	-	-	196,8	14,3
DP1000L	37,4	12	155,4	12,4	239,0	15,1
DP1000T	-	-	84,3	11,2	239,8	19,7
1400M L	11,5	6,3	-	-	186,9	13,7
1400M T	-	-	-	-	-	-

Z výsledkov dynamickej trhacej skúšky bolo zistené, že energia na trhanie - w_{trhanie} predstavuje najväčšiu časť z celkovej spotrebovanej energie (80% z w_c).

10.3.3.2.1 Celkový prehľad spotrebovanej energie v priebehu trhacej skúšky

V tab. 36 sú znázornené hodnoty celkovej spotrebovanej energie (w_c) v priebehu trhacej skúšky pre všetky TTS (DP1000 s vrubom, bez vrubu a 1400M bez vrubu).

Tab. 36 Celková spotrebovaná energia pre TTS

OCEĽ	$w_c [J]$		
	B=15 mm	B=25 mm	B=35 mm
DP1000L - VRUB	-	-	255,5
DP1000T - VRUB	-	-	250,6
DP1000L	62,2	194,3	292,0
DP1000T	36,8	117,9	293,2
1400M L	53,8	74,0	255,0
1400M T	33,1	22,0	85,8

Podiel zložiek spotrebovanej energie na trhanie ($w_{trhanie}$), na ohyb (w_{ohyb}) a na lom (w_{lom}) v jouloch, v merných jednotkách a v percentách je v tab. 37.

Merná jednotka ($w_{trhanie}$) bola vypočítaná ako podiel spotrebovanej energie na trhanie v J ku dĺžke natrhnutia v mm (J/mm), ŠJ w_{ohyb} ako podiel spotrebovanej energie na ohyb ku uhlu ohybu a ŠJ w_{lom} ako podiel spotrebovanej energie na lom ku ploche prierezu pod vrubom.

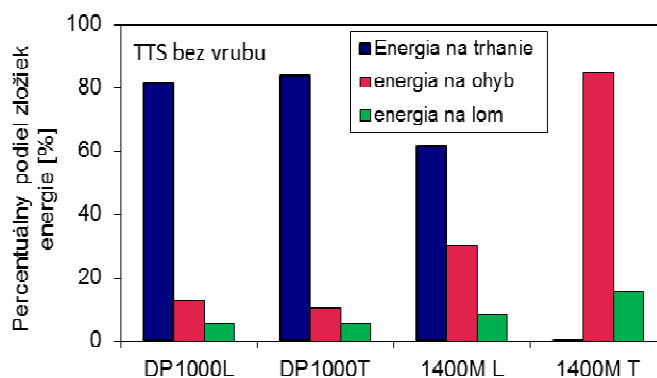
Tab. 37 Rozloženie celkovej energie na jednotlivé zložky pri trhacej skúške

OCEĽ	<i>Podiel zložiek pri trhacej skúške (B=35 mm)</i>								
	<i>$w_{trhanie}$</i>			<i>w_{ohyb}</i>			<i>w_{lom}</i>		
	J	[J/mm]	[%]	J	[J/°]	[%]	J	[J/mm ²]	[%]
DP1000L VRUB	201,1	14,7	78,7	37,7	0,8	14,7	16,8	1,4	6,6
DP1000T VRUB	196,8	14,3	78,6	37,7	0,8	15,0	16,1	1,3	6,4
DP1000L	239,0	15,1	81,3	37,7	0,8	12,9	16,8	1,4	5,8
DP1000T	239,8	19,7	83,7	30,9	0,9	10,6	16,1	1,3	5,7
1400M L	186,9	13,7	61,3	77,2	1,1	30,3	21,5	1,8	8,4
1400M T	-	-	-	72,7	1,1	85	13,5	1,1	15
OCEĽ	<i>Podiel zložiek pri trhacej skúške (B=25 mm)</i>								
DP1000L	155,4	12,4	80,0	26,9	0,6	13,8	12,0	1,0	6,2
DP1000T	84,3	11,2	71,5	22,1	0,6	18,7	11,5	1,0	9,8
1400M L	-	-	-	58,4	0,8	79	15,3	1,3	21
1400M T	-	-	-	19,6	1,3	89,1	2,4	0,8	10,9
OCEĽ	<i>Podiel zložiek pri trhacej skúške (B=15 mm)</i>								
DP1000L	37,4	12	60,1	17,6	0,6	28,3	7,2	0,6	11,6
DP1000T	-	-	-	30	0,4	81,5	6,9	0,6	18,5
1400M L	11,5	6,3	21,4	33,1	0,5	61,5	9,2	0,8	17,1
1400M T	-	-	-	27,5	0,5	83,2	5,8	0,5	16,8

Energia na trhanie klesá so znižujúcou sa šírkou „krku“ B. Experimentálne bolo zistené, že k trhaniu dochádza u takmer všetkých TTS (okrem 1400M T) iba pri šírke B=35 mm. Percentuálny podiel zložiek, ktoré sú prítomné v priebehu trhacej skúšky pre TTS bez vrubu je na obr. 126.

Najväčšia časť energie je spotrebovaná na trhanie, ktorá predstavuje u ocele DP1000 približne 80% a u ocele 1400M L približne 60%. Oceľ 1400M v smere T bola

zlomená v priebehu skúšky a k trhaniu nedochádzalo, to znamená, že energia sa spotrebovala výhradne na ohyb (85%) a lom (15%). Energia na ohyb tvorí u ocele DP1000 L a DP1000 T v priemere 12% a u ocele 1400M L je to 30%.



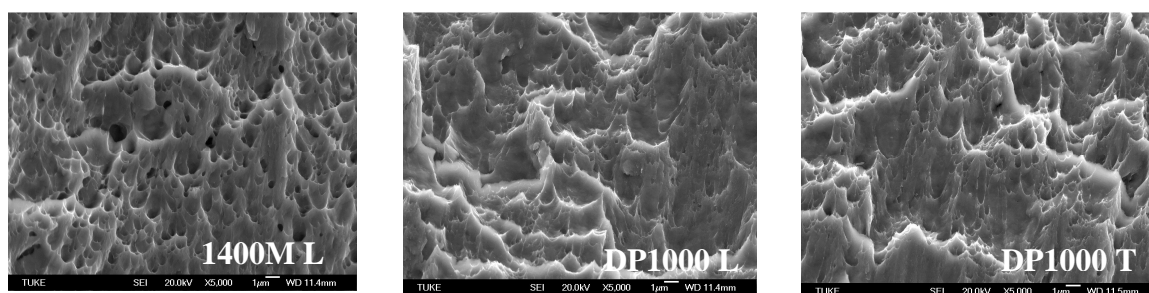
Obr. 126 Percentuálny podiel zložiek pri trhacej skúške (B=35mm)

10.3.3.3 Analýza lomových plôch – trhacia skúška

Zo skúšobných telies skúšky v ťahu boli odobrané lomové plochy ocele DP1000 v smere L, T a ocele 1400M v smere L (v smere T u ocele 1400M nedochádzalo k trhaniu, preto lomová plocha nebola pozorovaná) na pozorovanie rastrovacím elektrónovým mikroskopom JEOL JSM 7000 F.

10.3.3.3.1 REM analýza lomových plôch

Pri trhaní dochádza k oddeľovaniu povrchov šmykovým mechanizmom, čo môžeme pozorovať aj na lomových plochách, obr. 127.

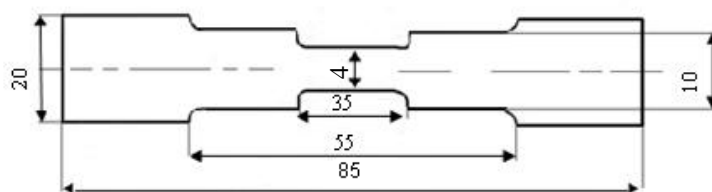


Obr. 127 Lomové plochy ocelí po trhacej skúške

Na lomovej ploche po trhacej skúške ocele 1400M L môžeme pozorovať malé dutiny pretiahnuté v smere pôsobenia namáhania, ktoré siahajú do väčšej hĺbky na rozdiel od ocele DP1000, kde je vidieť, že dutiny sú plytké, sprevádzané výraznou plastickou deformáciou.

10.3.4 Dynamická ťahová skúška – rotačné kladivo RSO

Dynamická skúška v ťahu bola realizovaná na rotačnom kladive RSO pri rýchlostiach 5, 10, 15, 20, 25 m/s. Na experimenty boli použité 2 skúšobné telesá v smere L a v smere T pre každú rýchlosť ($\Sigma = 20$ ks), obr. 128.



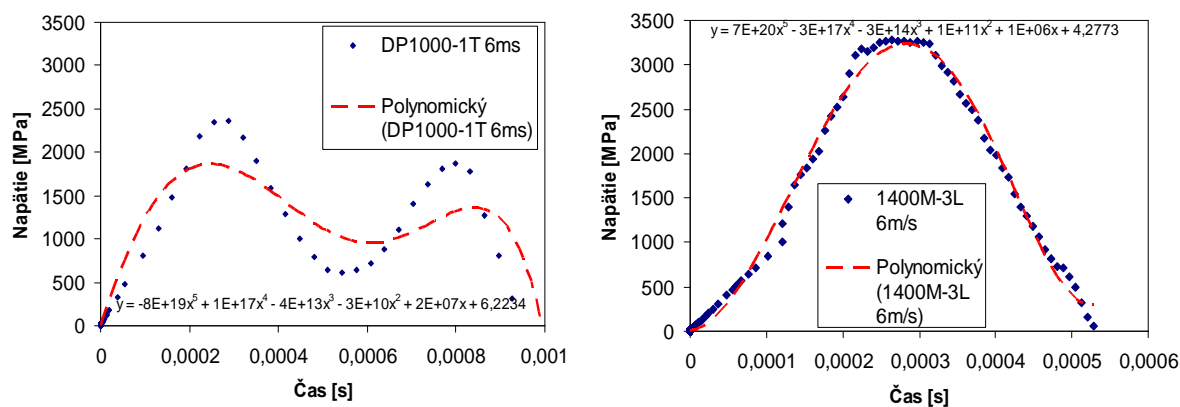
Obr. 128 Skúšobné teleso pre RSO kladivo

Zariadenia použité pri teste:

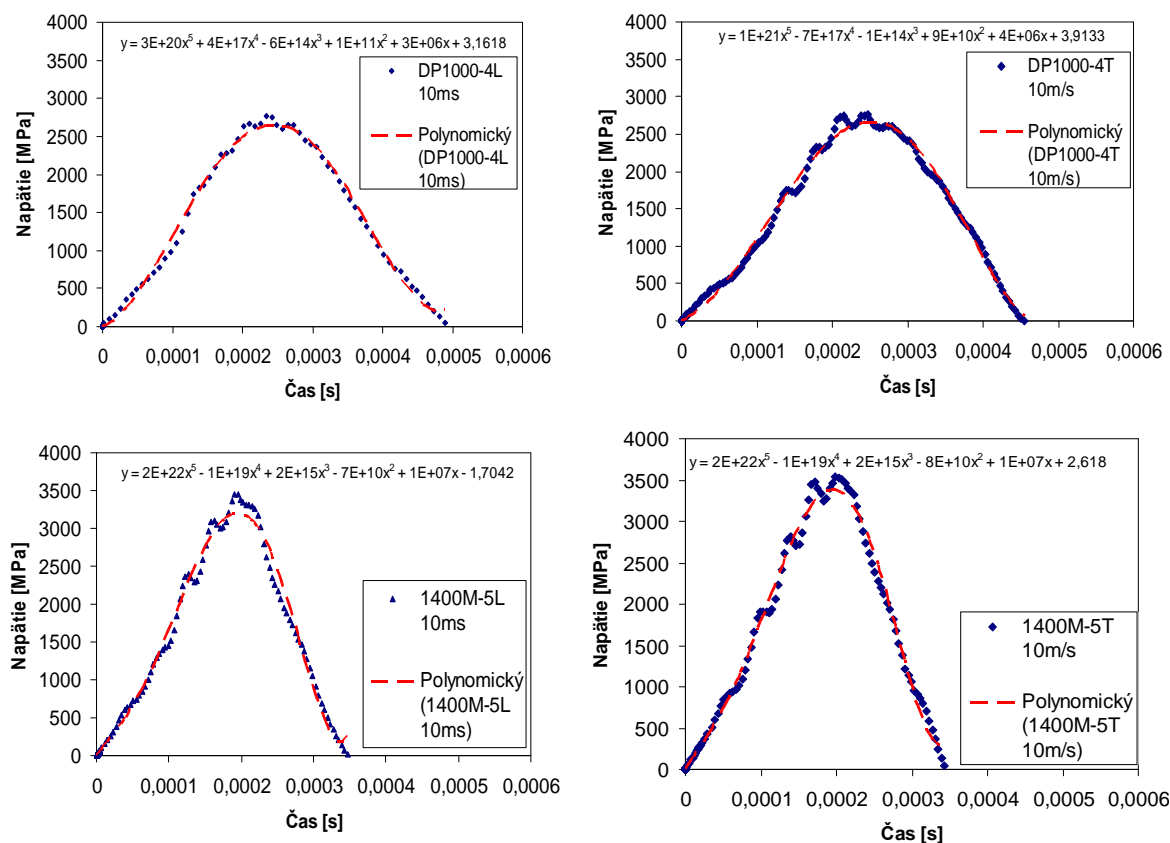
- snímač sily Quartz Load Washer, 0-35 kN
- charge meter Kistler 5000
- osciloskop LeCroy Wave Ace

Pre vyhodnocovanie nameraných údajov bol vyvinutý program Scope 4, ktorý nám umožňuje namerané hodnoty spracovať.

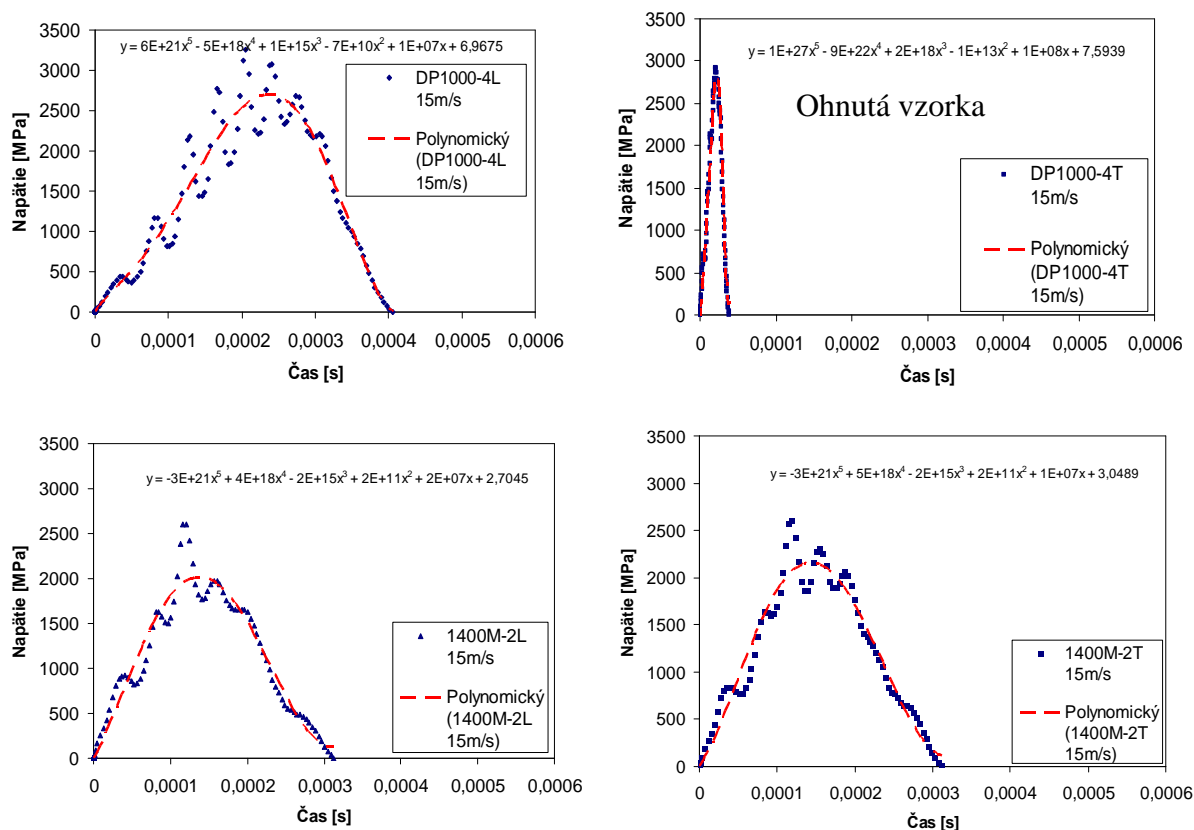
Z nameraných výsledkov dynamickej skúšky v ťahu boli vyhodnotené diagramy v súradnicových osiach napätie [MPa] vs. čas [s], obr. 129-133.



Obr. 129 Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (6 m/s)

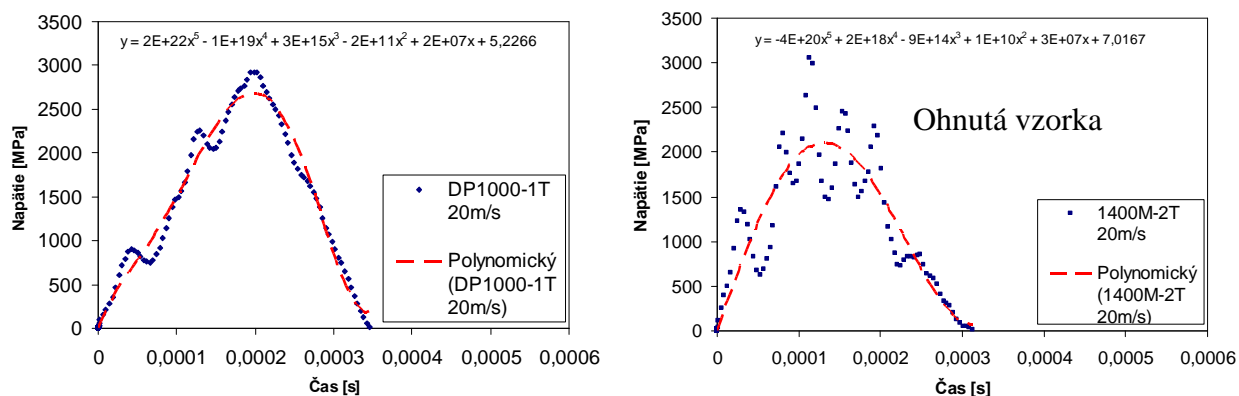


Obr. 130 Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (10 m/s)

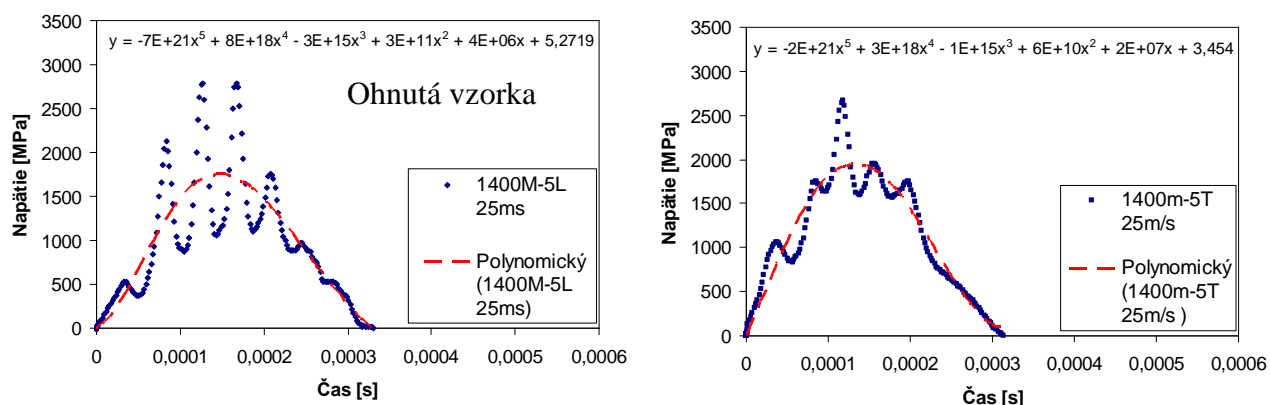


Obr. 131 Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (15 m/s)

Výsledky skúšky pre teleso DP1000-T pri rýchlosti 15m/s nie je možné vyhodnotiť, pretože v priebehu skúšky došlo k zdeformovaniu ťahovej vzorky, obr. 131.



Obr. 132 Diagramy napätie - čas v dynamických podmienkach (20 m/s)



Obr. 133 Diagramy napätie – čas v dynamických podmienkach (25 m/s)

Pri dynamickej skúške v ťahu boli u všetkých skúšobných telies hodnoty napätí vyššie ako v statických podmienkach, v niektorých prípadoch až 2-3 násobne. Dynamické deje sú veľmi zložité, a preto popisovanie diagramov nie je jednoznačné a ich interpretácia prináša so sebou určité riziká [79].

Porovnaním ťahových diagramov ocelí v dynamických podmienkach môžeme pozorovať, že u ocele 1400M s rastúcou rýchlosťou klesá hodnota maximálnej sily. V prípade ocele DP1000 tento jav nebol pozorovaný.

Namerané hodnoty sily mali v dôsledku veľmi vysokých rýchlostí rozkmitaný charakter, preto boli upravované a vyhladzované pomocou aproximačnej polynomickej funkcie, ktorá prechádza stredovými hodnotami nameraných veličín.

Na základe výsledkov skúšok v dynamických podmienkach sme zistili, že v prípade materiálu DP1000 sa pri všetkých rýchlostiach hodnota maximálnych

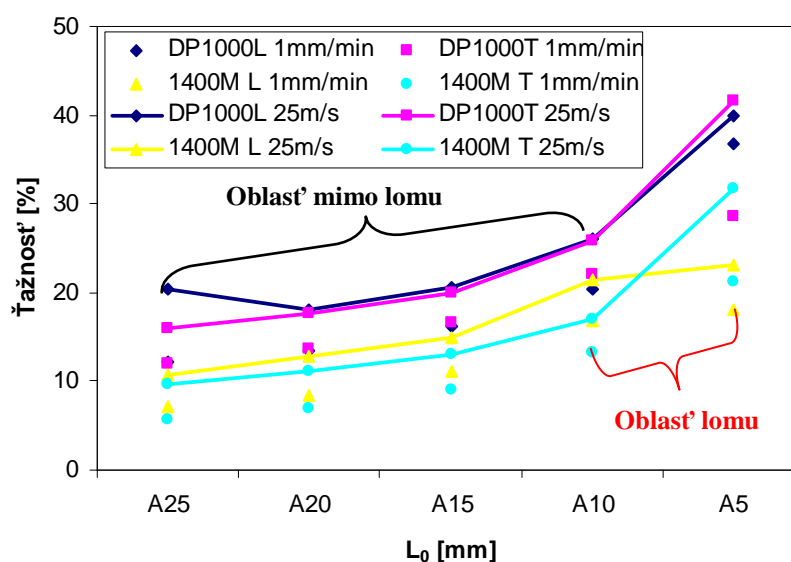
ťahových napätí výrazne nemenila (približne u všetkých cca 2500 MPa) na rozdiel od 1400M, kde bol pozorovaný pokles maximálnych ťahových napätí so zvyšujúcou sa rýchlosťou (z hodnoty napätia cca 3500 MPa pri rýchlosti 6m/s, obr. 129) až na hodnotu 1600 MPa pri rýchlosti 25 m/s, obr. 133.

Ťažnosť pre dynamickú skúšku v ťahu

V dôsledku problematickej interpretácie nameraných výsledkov z dynamickej ťahovej skúšky pomocou RSO kladiva bola navyše vyhodnocovaná aj ťažnosť ocelí.

Namerané výsledky ťažnosti na úseku $L_0=5-25$ mm pri rýchlosti 25 m/s boli porovnávané s rovnakými telesami v statických podmienkach pri rýchlosti 1mm/min.

Pracovná časť skúšobného telesa bola rozdelená na 5 rovnakých úsekov dĺžky 5 mm. Deformácia každého úseku bola zmeraná a zaznamenaná do grafu, obr. 134.



Obr. 134 Závislosť ťažnosti na L_0 v statických a dynamických podmienkach – RSO kladivo

Z diagramu môžeme sledovať, že vplyvom dynamického zaťaženia (25 m/s) došlo k nárastu ťažnosti u oboch vysokopevných ocelí, obr. 136. Tento fakt bol potvrdený aj dynamickou ohybovou skúškou, pri ktorej bolo namerané, že hodnoty lokálnych deformácií v dynamických podmienkach sú u ocele 1400M vyššie až o 30% v porovnaní so statickým ohybom.

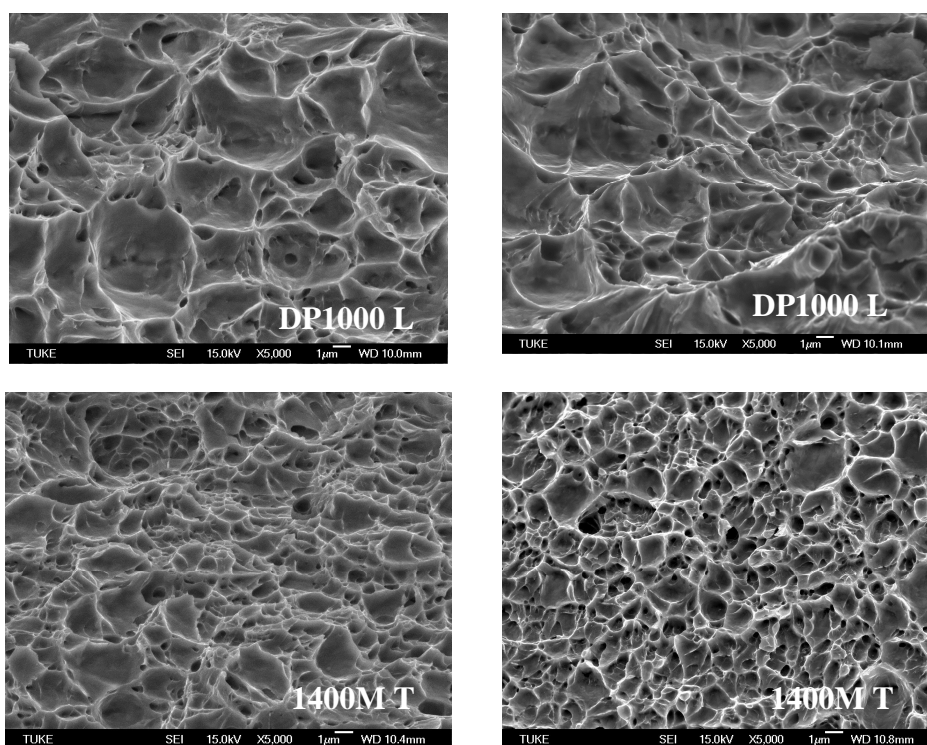
Hodnoty deformácie na rôznych miestach (priemerná deformácia mimo lomu - $\varepsilon_{\text{priemer}}$ a lokálna deformácia v mieste lomu - ε_{lok} , obr. 134) sú v tab. 38.

Tab. 38 Hodnoty priemernej deformácie tesne pri lome a mimo lomu

	DP1000				1400M			
	L		T		L		T	
	1 mm/min	25 m/s	1 mm/min	25 m/s	1 mm/min	25 m/s	1 mm/min	25 m/s
$\epsilon_{\text{priemer}} [\%]$	6,1	15,5	7,9	9,7	4,3	8,0	1,7	4,1
$\epsilon_{\text{max lok}} [\%]$	36,8	39,9	28,5	41,6	18,1	23,0	20,9	31,7

10.3.4.1 Analýza lomových plôch pri dynamickej skúške v ťahu

Lomové plochy telies zo statickej a dynamickej skúšky v ťahu sú na obr. 135.



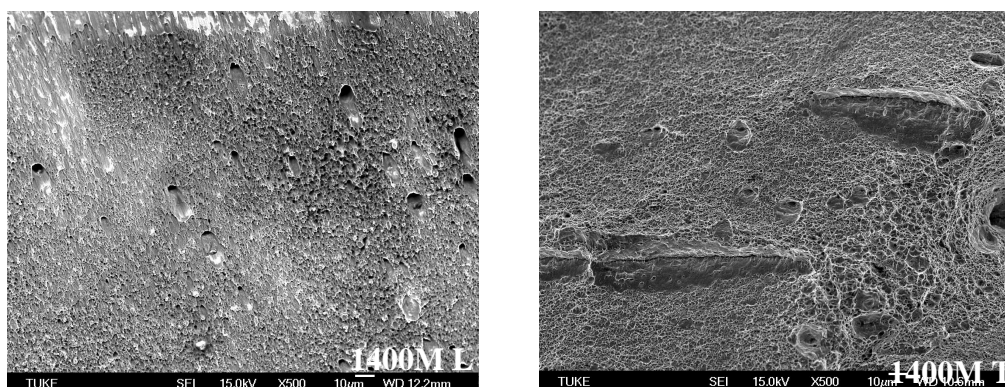
a) statika

b) dynamika

Obr. 135 Lomové plochy ocelí pri skúške v ťahu v dynamických a statických podmienkach

Lomové plochy ocelí majú charakter transkryštalického tvárneho lomu. Tvar, veľkosť (3-5 μm) a hĺbka jamiek ocele DP1000 sú približne rovnaké v statických aj dynamických podmienkach, na rozdiel od ocele 1400M, kde bolo pozorované, že priemer jamiek v dynamických podmienkach je menší (1 μm) a jamky siahajú do väčšej hĺbky ako v statických podmienkach.

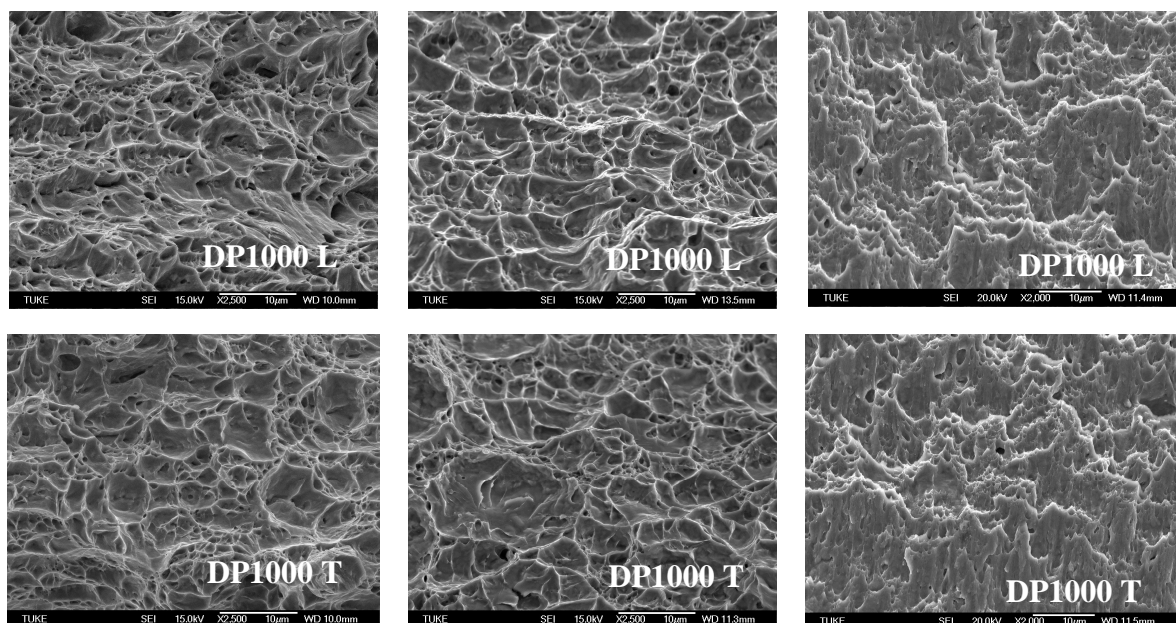
Pri menších zväčšeniach boli na lomovej ploche ocele 1400M T pri dynamickej skúške v ťahu pozorované trhliny a tvárne dutiny, ktoré vznikali v dôsledku prítomnosti sulfidických častíc v štruktúre ocele, obr. 136.



Obr. 136 Lomové plochy ocele 1400M – dynamická skúška v ťahu (RSO)

10.4 Analýza lomových plôch - skúška v ťahu, rázom v ohybe a trhacia skúška

Lomové plochy skúšobných telies ocelí po statickej skúške v ťahu, skúške rázom v ohybe a po trhacej skúške boli pozorované rastrovacím elektrónovým mikroskopom, obr. 137-138.



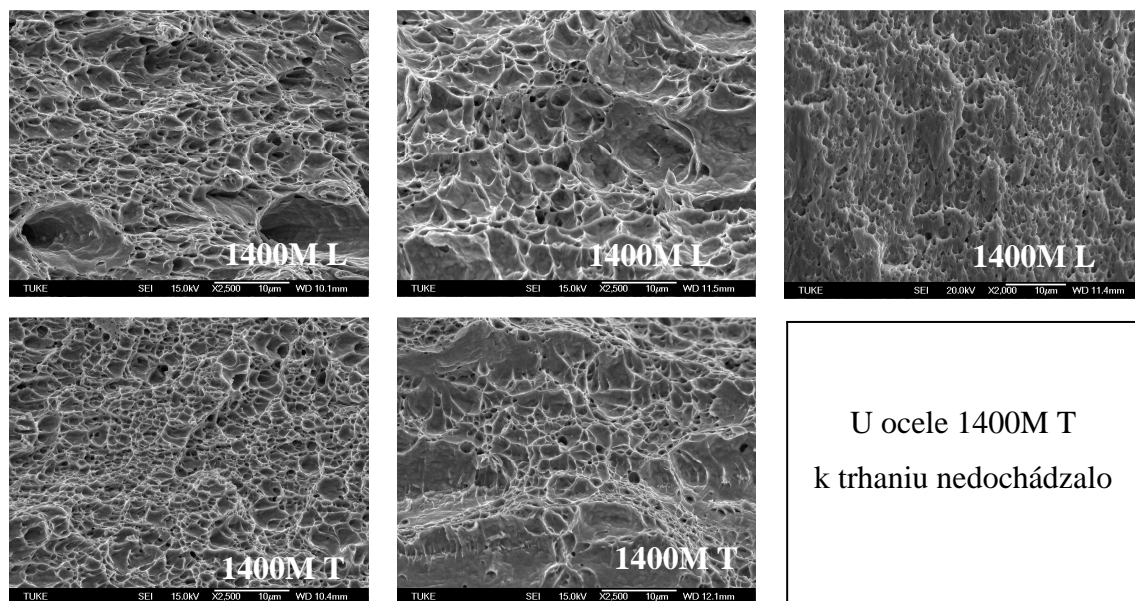
a) skúška v ťahu

b) skúška rázom v ohybe

c) trhacia skúška

Obr. 137

Lomové plochy DP1000 pri rôznych skúškach



a) skúška v ťahu

b) skúška rázom v ohybe

c) trhacia skúška

Obr. 138**Lomové plochy 1400M pri rôznych skúškach**

Lomové plochy všetkých skúšobných telies majú charakter tvárneho transkryštalického lomu. U ocele DP1000 a 1400M pri skúške v ťahu a skúške rázom v ohybe majú lomové plochy veľmi podobný charakter (pretiahnuté jamky v smere pôsobenia zaťaženia) na rozdiel od trhacej skúšky, na ktorej sú viditeľné šmykové plochy spôsobené trhaním plechu pod uhlom cca 45° a povrch je hladší.

11 DISKUSIA

Oceľové plechy analyzované v tejto práci DP1000 a 1400M sa využívajú najmä ako prvky pasívnej bezpečnosti pre ochranu posádky (výstuha predného nárazníka, B-stĺpik) v prípade zrážky automobilu. Práca sa zameriava na štúdium materiálových charakteristík vysokopevných ocelí v statických a v dynamických podmienkach.

Oceľ DP1000 patrí do skupiny vysokopevných plechov $R_m = 1020$ MPa s dobrou tvárnosťou ($A_{100} = 13\%$) a využíva sa predovšetkým tam, kde je potrebná vysoká pevnosť a zároveň schopnosť absorpcie energie pri náraze (napr. výstuha predného a zadného nárazníka). Oceľ 1400M má vyššiu pevnosť ($R_m =$ až do 1500 MPa), avšak hodnota ťažnosti dosahuje iba $A_{100} = 4-5\%$.

Mikrotvrdosť ocelí bola meraná DSI metódou a Vickersovou metódou. Porovnaním výsledkov z oboch metód, tab. 10, bolo zistené, že tvrdosť jednotlivých fáz nameraná Vickersovou metódou bola o 30% nižšia ako tvrdosť meraná DSI metódou. Vzhľadom na veľkosť vpichu ($3-6 \mu\text{m}$) pri zaťažení 10 g a jemnozrnnú štruktúru ocelí, kde veľkosť zrna dosahuje $5-10 \mu\text{m}$ Vickersova metóda (Hanemann) nezaručuje, že v rámci jedného vtlačku bola zasiahnutá meraná fáza v mikroštruktúre ocelí, čo sa v konečnom dôsledku prejavilo na hodnotách tvrdosti.

Štruktúra ocele DP1000 je tvorená základnou feritickou maticou ($HV=366$) a ostrovčekmi martenzitu ($HV=522$). Štruktúra ocele 1400M pozostáva z ihlicového martenzitu ($HV=672$) a bainitu ($HV=441$). Hodnoty tvrdosti sú zistené pomocou DSI metódy a dobre korešpondujú s literatúrou [42-43].

Húževnatosť ocele DP1000 určená z plochy pod krivkou ťahového diagramu je približne o 20% vyššia v porovnaní s oceľou 1400M pri oboch rýchlostiach zaťažovania (1 mm/min a 300 mm/min). Húževnatosť v smere L je vyššia v priemere o 15% ako v smere T u oboch ocelí.

Celková energia- w_c v priebehu skúšky v ťahu sa delí na elastickú - w_{el} a plastickú časť - w_{pl} , ktorých podiel sa počas statickej skúšky v ťahu plynule mení. Podľa percenta rozloženia energie na plastickú deformáciu môžeme identifikovať rezervu plasticity, ktorá nám kvantifikuje spotrebovanú energiu od R_m až do porušenia.

Energia na plastickú deformáciu ocele DP1000 na R_m dosahovala 80% z celkovej spotrebovanej energie, u ocele 1400M sa hodnoty pohybovali na úrovni 40%, čo nám

udáva informáciu o rezerve plasticity do lomu. Rýchlosť zaťažovania (1 mm/min a 300 mm/min) nemala výrazný vplyv na výsledné hodnoty húževnatosti.

Na lomových plochách telies zo statickej skúšky v ťahu dochádza v určitých miestach u oboch ocelí k tvorbe trhlín a dutín, obr. 58-59. Na lomovej ploche 1400M sa vo veľkej miere nachádzali častice vylúčené v riadkoch, obr. 60-62, ktoré výrazne ovplyvňovali vlastnosti ocele v závislosti na smere valcovania. EDX analýza potvrdila, že sa jedná o sulfidy FeS a MnS.

Lokálna deformácia v priebehu statickej skúšky v ťahu bola meraná prostredníctvom dvoch meracích systémov: prahovacia technika ME46 založená na princípe videoextenzometrie použitím vyhodnocovacieho programu VDTK a ARAMIS založený na princípe DIC (digital image correlation).

Hodnoty maximálnej lokálnej deformácie pre statickú skúšku v ťahu dosahovali pre DP1000 aj pre 1400M približne 60-70%.

Pre podrobnejšie posúdenie lokalizácie deformácie bol zavedený nový pojem parameter lokalizácie deformácie - PLD, ktorý súvisí s veľkosťou a rozkladaním lokálnej deformácie na skúmanej oblasti.

Vypočítaný parameter lokalizácie deformácie ocele 1400M použitím ME46 je v priemere 1,5 krát väčší ako u ocele DP1000. Parameter lokalizácie deformácie ocele 1400M použitím meracieho systému ARAMIS je 1,75x vyšší (PLD = 0,35) než ocele DP1000 (PLD = 0,2). Rozdielne hodnoty PLD vzhľadom na meráciu metódu súvisia s veľkosťou fazety, ktorá ovplyvňuje výsledné hodnoty deformácií.

Výsledky jednotlivých metód nám ukazujú, že veľkosti lokálnych maxím ϵ_x a ϵ_y pre merací systém ME46 sú vždy vyššie (cca 15%) v porovnaní so systémom ARAMIS. Tento fakt súvisí veľkosťou elementu (resp. fazety), z ktorého bola deformácia v každom bode vypočítaná. So zväčšujúcou sa veľkosťou fazety nie je možné dobre vystihnúť lokálne maximá vo vnútri fazety, z toho vyplýva, že maximálne deformácie nadobúdajú nižšie hodnoty. Systém na meranie deformácií ME46 je citlivejší na zachytávanie hodnôt lokálnych maxím resp. miním ako systém ARAMIS.

Meranie lokálnej deformácie - statická ohybová skúška

Statická ohybová skúška slúžila na zistenie lokálnych deformácií skúmaných vysokopevných oceľových plechov v ohybe. Maximálna lokálna deformácia v mieste ohybu (teleso bez makroskopických trhlín) pre oceľ DP1000 je priemerne 35%

(maximálny dosahovaný uhol ohybu je 155°) a u ocele 1400M je priemerne 26% (maximálny dosahovaný uhol ohybu je 85° v smere L a 78° v smere T). V porovnaní s maximálnou lokálnou deformáciou pre ťahové skúšobné telesá (ϵ_{\max} v ťahu=70%) je táto hodnota maximálnej deformácie v ohybe o viac ako polovicu nižšia. Po prekročení medze sklzu, ktorá je dosahovaná u ocele DP1000 pri uhle 110° a u ocele 1400M pri uhle 55° , nastáva výrazný rozvoj plastickej deformácie.

U skúšobných telies 1400M v smere T vznikali makroskopické trhliny v strede a na obode ohýbanej časti v rovine kolmej k smeru ohýbania už pri 78° uhle. Tento fakt súvisí s prekročením kritickej hodnoty R/t , ktorý bol stanovený v statickom aj dynamickom ohybe a s orientáciou vlákien vzhľadom na os ohýbania.

Kritický pomer stanovený výrobcom u ocele DP1000 je $R/t=2$ a u ocele 1400M je $R/t=3$. Kritický pomer ocele DP1000 v smere L aj T zistený experimentálne v statickom ohybe je $R/t=0,8$. Kritický pomer ocele 1400M v smere L je $R/t=1,2$ v statickom aj v dynamickom ohybe a ocele 1400M v smere T je $R/t=1,6$ v statickom aj v dynamickom ohybe, obr. 103. U ocele DP1000 v dynamickom ohybe nedošlo k vzniku trhlín pre dosahované uhly 35° - 40° , 60° a 80° , preto ani kritický pomer R/t nebol stanovený. Na základe zistenia, že R/t sa vplyvom zaťažovania nemení, môžeme predpokladať, že kritický pomer ocele DP1000 v dynamickom ohybe je rovnaký ako v statickom ohybe ($R/t=0,8$). Z uvedeného vyplýva, že hodnoty sú v tolerancii, ktoré garantuje výrobca.

U oboch ocelí musíme počítať s výrazným odpružením v závislosti na uhle ohybu. Experimentálne bolo zistené, že SB sa v priebehu ohýbania mení u ocele DP1000 v rozmedzí 13 - 28° a u ocele 1400M v rozmedzí 10 - 28° , obr. 97. U ocele DP1000 dochádza k poklesu SB pri ohýbaní o uhol väčší ako 110° a u ocele 1400M pri ohýbaní o uhol väčší ako 55° (prekročenie $R_{p0,2}$). Vplyv smeru valcovania nebol dokázaný.

Dynamická ohybová skúška

Dynamická ohybová skúška bola realizovaná pomocou Charpyho kladiva. Skúšobné telesá v podobe tenkých pásov definovaných rozmerov boli ohýbané pomocou Charpyho kladiva do troch uhlov. Rozdielne uhly (40° , 60° a 80°) boli dosahované skracovaním pásov a v dôsledku konštrukcie Charpyho kladiva.

Maximálna lokálna deformácia v dynamickom ohybe ocele DP1000 v smere L aj T je cca 20% (pričom maximálny dosahovaný uhol je 80°). Na povrchu telesa ocele 1400M L boli pozorované jemné trhliny pri uhle ohybu 80° , ktoré sa v statických

podmienkach pri nevyskytovali. Maximálna lokálna deformácia ocele 1400M L pre teleso bez makroskopických trhlín bola meraná pri uhle 60° a jej hodnota je 35%. U ocele 1400M T dochádzalo k praskaniu po celej šírke telesa už pri uhle 60° v najviac ohýbanej časti. Pre vysokopevné ocele použité v karosérii automobilov, nie je vhodné použiť oceľ, ktorá má smer vlákien rovnobežný s osou ohýbania.

Porovnanie maximálnej lokálnej deformácie ocelí v ohybe v statických a dynamických podmienkach bolo realizované pre uhol ohybu 60° .

Vplyv rýchlosti zaťažovania na hodnoty maximálnej lokálnej deformácie v ohybe bol preukázaný u ocele 1400M. Maximálna deformácia ocele 1400M v dynamickom ohybe je 1,5x väčšia v porovnaní so statickým ohybom. Hodnota maximálnej lokálnej deformácie v ohybe ocele DP1000 sa vplyvom rýchlosti zaťažovania nemenila.

Pri dynamickej skúške v ťahu pomocou RSO kladiva (25 m/s) bola nameraná o 30% vyššia ťažnosť u oboch ocelí v porovnaní so statickou skúškou v ťahu (1 mm/min).

Interpretácia diagramov dynamickej skúšky v ťahu nie je jednoznačná. Na jednej strane hodnota maximálnej sily (os y na obr. 129-133) u ocele 1400M s rastúcou rýchlosťou zaťažovania (od 6 do 25 m/s) klesá, tomu odpovedá aj pokles pevnosti. Na druhej strane čas trvania skúšky (os x na obr. 129-133) s rastúcou rýchlosťou klesá, z čoho môžeme usudzovať aj pokles predĺženia skúšobného telesa resp. pokles ťažnosti. Vo všeobecnosti je známe, že s poklesom pevnosti narastá ťažnosť, k čomu v tomto prípade nedošlo.

Vplyvom vysokej rýchlosti zaťažovania dochádza v mikroobjemoch k adiabatickému ohrevu, čo môže mať za následok zmenu lokálnych mechanických vlastností.

Pre podrobnejšiu analýzu je preto potrebný ďalší výskum vo väčšom rozsahu a pre viaceré rýchlosti zaťažovania.

Pre skúšku rázom v ohybe boli použité skúšobné telesá, ktoré boli vytvorené spájaním jednotlivých plátov plechu a to lepením a skrutkovaním.

Jednou z možností ako dosiahnuť šandardizované hrúbky telesa je zostavenie telesa z viacerých rovnakých častí plechu. Skúšobné telesá boli zostavené lepením alebo zoskrutkovaním.

Vrubová húževnatosť ocele DP1000 v smere L bola vyššia iba o 5-10% ako ocele 1400M v smere L.

Spôsob spájania skúšobných telies (lepenie, skrutkovanie) nemal výrazný vplyv na hodnoty vrubovej húževnatosti. Mierne vyššie hodnoty sa prejavili u zoskrutkovaných telies (približne 10%).

U lepených skúšobných telies bol sledovaný vplyv počtu zlepených plátov na hodnotu vrubovej húževnatosti. Vrubová húževnatosť skúšobných telies zostavených z troch plátov je 1,3 krát väčšia ako telies zostavených z piatich plátov. So zmenšovaním sa plochy pod vrubom narastá hodnota vrubovej húževnatosti pretože teleso prechádza z podmienok rovinnej deformácie do podmienok rovinnej napätosti.

Pre lepené skúšobné telesá boli vytvorené dvojaké typy vrubov a to elektroiskrový a frézovaný. Hodnoty KCV telies s elektroiskrovým vrubom boli približne o 10% vyššie ako u telies s frézovaným vrubom.

Druh lepidla nemal výrazný vplyv na hodnoty vrubovej húževnatosti. U skúšobných telies s použitím lepidla SikaPower 490 boli namerané mierne vyššie hodnoty KCV (5-10%) v porovnaní s lepidlom Betamate 1040 S, tab. 27.

Hodnoty vrubovej húževnatosti zoskrutkovaných skúšobných telies ocele 1400M v smere T u boli až o 40% nižšie hodnoty v porovnaní so smerom L, tab. 27.

Zoskrutkované telesá boli zostavované taktiež v rôznych kombináciách plátov plechov. Cieľom experimentov bolo zistiť vplyv kombinovania plátov na hodnotu vrubovej húževnatosti porovnávaním so skúšobnými telesami zostavenými z rovnakých typov ocelí.

Vrubová húževnatosť telies zostavených v kombinácii D1000L-1400ML-DP1000L bola o 10% vyššia než KCV v kombinácii ocelí 1400ML-DP1000L-1400ML. Podobné výsledky boli namerané aj v prípade skúšobných telies zostavených z rovnakých typov ocelí, kde KCV v zostave ocelí DP1000L-DP1000L-DP1000L bola taktiež vyššia o 10% ako v zostave 1400M L-1400M L-1400M L.

Zostavenie skúšobných telies kombináciou oboch ocelí má významný vplyv na hodnoty KCV iba v prípade skúšobných telies v smere T. Porovnaním hodnôt KCV v kombinácii ocelí DP1000T-1400MT-DP100T so skúšobnými telesami zostavenými z rovnakých typov ocelí môžeme vidieť, že vplyvom ocele 1400M T v strede zostaveného telesa dochádzalo k zníženiu vrubovej húževnatosti o 12,5% (pôsobí ako

slabší článok z hľadiska húževnatosti). V kombinácii ocelí 1400MT-DP1000T-1400MT, oceľ DP1000 umiestnená v strede zostaveného telesa spôsobuje mierne zvýšenie vrubovej húževnatosti (o 12,5%).

Pozorovaním lomových plôch telies z rôznych skúšok bolo zistené, že v oceli 1400M sú prítomné sulfidy vylúčené v riadkoch (potvrdené EDX analýzou, obr. 60-62). Tento fakt výrazne prispel k zhoršeniu vlastností ocele 1400M najmä v smere T. Z toho dôvodu treba rešpektovať smer valcovania pri stavbe konštrukcie automobilov.

Hoci sa skúšaniu ocelových plechov v móde III (trhací mód) v minulosti venovali už viacerí autori [70-74], skúšanie v dynamických podmienkach nie je dosiaľ dostatočne prepracované.

V práci bola navrhnutá nová metodika skúšania ocelových plechov v móde III (trhací mód) v dynamických podmienkach – „dynamická trhacia skúška“. Na dynamickú trhaciu skúšku bolo použité Charpyho kladivo, ktoré bolo prestavané na podmienky trhania plechov v móde III. Skúšobné telesá TTS boli vyhotovené v troch variantoch ($B=35$ mm, $B=25$ mm a $B=15$ mm). Bolo zistené, že šírka B vplýva na proces trhania skúmaných vysokopevných ocelí. Najvhodnejšie telesá z pohľadu trhania boli TTS so šírkou $B=35$ mm, pretože u všetkých skúšobných telies so šírkou $B=35$ mm (okrem 1400M T) dochádzalo k natrhnutiu plechov na určitú dĺžku. U telesa z ocele 1400M v smere T došlo vplyvom dynamického rázu k lomu v ohýbanej časti ešte pred začiatkom procesu trhania, preto celková spotrebovaná energia TTS ($B=35$ mm) ocele 1400M v smere T bola 3 x nižšia ako v smere L. Veľkosť natrhnutia bola rôzna v závislosti od ocele a tvaru TTS. Lom sa šírila pod uhlom 45° . U ocele 1400M T dochádzalo k predčasnemu lomu bez trhania vplyvom nízkych plastických vlastností a nepriaznivej orientácie telesa voči smeru valcovania.

Pomocou experimentálnych metodík popísaných v kapitole 10.3.3 bola stanovená energia na ohyb, energia na lom a energia na trhanie pre TTS.

Bolo zistené, že energia na trhanie tvorí najväčšiu časť z celkovej spotrebovanej energie a u ocele DP1000 je rovná v priemere 80% a u ocele 1400M je 70%. Energia na lom tvorí najmenšiu časť z celkovej spotrebovanej energie približne, 5%. K lomu dochádzalo v plastickom klbe vplyvom dynamického rázu.

Pre TTS ocele DP1000 bol sledovaný vplyv vrubu na hodnotu spotrebovanej energie. Celková spotrebovaná energia pre TTS s vrubom bola nižšia o 15% ako u TTS bez vrubu.

U ocele 1400M v smere T došlo vplyvom dynamického rázu k lomu v ohýbanej časti TTS a trhanie nenastalo. Z toho dôvodu spotrebovaná energia bola 3 krát menšia ako u ocele 1400M v smere L a spotrebovala sa iba na ohyb a lom.

Percentuálny podiel energie $w_{\text{trhanie}}/w_{\text{ohyb}}/w_{\text{lom}}$ u ocele DP1000 L je 82/11/7 a u ocele 1400M L je 61/30/9.

U ocele DP1000 sa na trhanie spotrebuje 237 J (merná energia na trhanie je 15 J/mm) a u ocele 1400M sa spotrebuje 156 J (merná energia na trhanie je 11 J/mm).

12 ZÁVERY

Závery dizertačnej práce sú rozdelené na tri hlavné oblasti: komplexné porovnanie ocelí, lokalizácia deformácie, nová metodika skúšania ocelí v dynamických podmienkach.

Na základe realizovaných experimentov a dosiahnutých výsledkov môžeme sformulovať nasledovné závery a odporúčania pre prax:

KOMPLEXNÉ POROVNANIE OCELÍ

Štruktúra ocele DP1000 pozostáva z mäkkej feritickej fázy (30%) a tvrdej martenzitickej fázy (70%) s veľkosťou zrna 5-10 μm a tvrdosťou $H_{IT} = 4,8 \text{ GPa}$ ($HV=483$) pri zaťažení $F=200 \text{ mN}$. Štruktúra ocele 1400M je tvorená martenzitom a bainitom v pomere 1:1 s veľkosťou zrna 5-10 μm a tvrdosťou $H_{IT} = 7,0 \text{ GPa}$ ($HV=648$) pri zaťažení $F=200 \text{ mN}$. V štruktúre ocele 1400M boli prítomné sulfidické častice vylúčené v riadkoch, v oceli DP1000 sa sulfidy vyskytovali iba zriedkavo.

Pevnosť ocele DP1000 je 1020 MPa, ťažnosť $A_{100}=12,5\%$ a medza pevnosti ocele 1400M je 1500 MPa a ťažnosť $A_{100}=5\%$. Hodnoty mechanických vlastností ocelí sú v rozmedzí hodnôt uvádzaných výrobcom.

Húževnatosť ocele DP1000 určená z ťahového diagramu je o 20% vyššia ako ocele 1400M. Rýchlosť zaťažovania (1mm/min a 300mm/min) nemala výrazný vplyv na húževnatosť ocelí. Rozdiely hodnôt húževnatosti v smere L a T oboch ocelí, pri oboch rýchlostiach zaťažovania boli do 10%.

Vrubová húževnatosť (KCV) ocele DP1000 je v smere L o 5-10% vyššia ako ocele 1400M v smere L. KCV ocele DP1000 smere T je o 25% vyššia ako ocele 1400M v smere T.

Významné rozdiely hodnôt KCV boli namerané u ocele 1400M v smere L a T. Oceľ 1400M T má v priemere až o 30-40% nižšie hodnoty KCV v porovnaní s smerom L. Rozdiel je zapríčinený sulfidickými časticami, ktoré sú prítomné v štruktúre ocele a zhoršujú vlastnosti ocele 1400M najmä v smere T.

Lokálna deformácia pri ťahovom namáhaní bola stanovená pomocou dvoch bezkontaktných systémov merania deformácií: ME46 a ARAMIS. Hodnota maximálnej lokálnej pozdĺžnej deformácie tesne pred lomom meraná systémom ME46 bola u oboch ocelí cca 70% a meraná systémom ARAMIS bola cca 60%.

U ocele 1400M klesá hodnota maximálneho uhla ohybu z 85° pri statickom ohybe na 60° v dynamickom ohybe v smere L a z uhla 80° na uhol 40° v smere T. Oceľ DP1000 je schopná ohybu $150\text{--}160^\circ$ v statických podmienkach bez vzniku trhlín. U ocele DP1000 bol v dynamickom ohybe dosahovaný najväčší uhol ohybu 80° bez vzniku trhlín na povrchu telesa.

Hodnota maximálnej lokálnej deformácie v dynamickom ohybe bola meraná pri uhle ohybu 60° , ktorý je vzťahovaný na teleso bez trhliny a jej hodnota u ocele 1400M v smere L je 35% a u ocele DP1000 v smere L je 19%. Hodnota lokálnej deformácie v statických podmienkach pri rovnakom uhle 60° je u ocele DP1000 16% a u ocele 1400M je 14,5%.

Vplyv rýchlosti zaťažovania na hodnoty maximálnej lokálnej deformácie v ohybe bol preukázaný u ocele 1400M. Lokálna deformácia u ocele 1400M v dynamickom ohybe je 1,5 x väčšia v porovnaní so statickým ohybom. Hodnota maximálnej lokálnej deformácie v ohybe ocele DP1000 sa vplyvom rýchlosti zaťažovania nemenila.

Vznik trhlín na ohýbanej strane súvisí s prekročením kritickej hodnoty R/t a s orientáciou vlákien vzhľadom na os ohýbania. Kritický pomer ocele DP1000 je $R/t=0,8$ v statických aj v dynamických podmienkach. Kritický pomer R/t ocele 1400M v smere L je $R/t=1,2$ a v smere T je $R/t=1,6$ zistený v statickom aj v dynamickom ohybe. Rýchlosť deformácie nemá vplyv na hodnotu R/t .

Uhol odpruženia SB rastie v rozmedzí $10^\circ\text{--}28^\circ$ u oboch ocelí s uhlom ohybu až do hodnoty, ktorá odpovedá medzi sklzu - $R_{p0,2}$. Najväčšie odpruženie ($SB=28^\circ$ u oboch ocelí) je u ocele DP1000 v ohybe pri uhle 110° ($R_{p0,2}$) a u ocele 1400M je pri uhle 55° ($R_{p0,2}$). Po prekročení $R_{p0,2}$ uhol odpruženia klesá.

Na lomových plochách ocele 1400M v smere L boli pozorované sulfidické častice vylúčené v riadkoch a v smere T výrazné dutiny, ktoré dosahovali v určitých miestach priemer až $20\text{ }\mu\text{m}$. U ocele DP1000 sa sulfidické častice vyskytovali iba v malom množstve a neboli usporiadané v riadkoch.

Skúmané ocele sa vyznačujú zachovaním tvárneho lomu v statických aj dynamických podmienkach.

LOKALIZÁCIA DEFORMÁCIE

Pre hodnotenie lokalizácie deformácie bol zavedený nový parameter lokalizácie deformácie - PLD, ktorý charakterizuje veľkosť deformácie a šírku oblasti, na ktorej sa

deformácia lokalizuje. Na hodnoty PLD vplýva najmä gradient deformácie, ktorý sa u ocele 1400M mení prudšie ako u ocele DP1000. PLD bol vypočítaný z výsledkov pozdĺžnych deformácií zo statickej skúšky v ťahu a porovnávaný pre dva bezkontaktné systémy merania deformácií ARAMIS a ME46.

PLD vypočítaný pre oceľ DP1000 je v priemere 0,225 a pre oceľ 1400M je 0,36. PLD ocele 1400M je 1,6x väčší ako ocele DP1000.

METODIKA SKÚŠANIA OCELÍ V DYNAMICKÝCH PODMIENKACH

Skúška vrubovej húževnatosti ocelí

Hodnoty vrubovej húževnatosti skrutkovaných skúšobných telies boli o 10% vyššie v porovnaní s lepenými telesami u oboch ocelí.

Vplyv druhu lepidla na hodnoty vrubovej húževnatosti nebol preukázaný alebo bol len minimálny (10% vyššie hodnoty KCV použitím lepidla SikaPower 490 v porovnaní s lepidlom BETAMATE 1040 S).

Vrubová húževnatosť telies zostavených z troch plátov plechu je 1,3 krát vyššia ako telies zostavených z piatich plátov, pretože dochádza k zmene stavu napätosti z podmienok rovinnej deformácie do podmienok rovinnej napätosti.

U lepených skúšobných telies ocele DP1000 boli namerané o 12 % nižšie hodnoty a u ocele 1400M až o 30% nižšie hodnoty v smere T v porovnaní so smerom L. U zoskrutkovaných skúšobných telies ocele DP1000 boli namerané o 17 % nižšie hodnoty a u ocele 1400M až o 40% nižšie hodnoty v smere T v porovnaní so smerom L.

Vrubová húževnatosť telies zostavených v kombinácii DP1000L-1400ML-DP1000L bola o 10% vyššia než pre kombináciu ocelí 1400ML-DP1000L-1400ML. Rovnaké výsledky boli dosiahnuté v zostave telies rovnakých ocelí DP1000L-DP1000L-DP1000L (10% vyššia hodnota KCV ocele DP1000 než ocele 1400M).

Zostavenie skúšobných telies kombináciou ocelí DP1000 a 1400M má významný vplyv na hodnoty KCV iba pre telesá v smere T. V kombinácii ocelí DP1000T-1400MT-DP1000T dochádzalo vplyvom ocele 1400M T k zníženiu vrubovej húževnatosti o 12,5% (pôsobí ako slabší článok z hľadiska húževnatosti). V kombinácii ocelí 1400MT-DP1000T-1400MT dochádza naopak vplyvom ocele DP1000 k nárastu vrubovej húževnatosti (o 12,5%). Z toho vyplýva, že pri stavbe konštrukcie automobilov je potrebné rešpektovať smer valcovania hlavne pre časti, ktoré sú ovplyvňované vrubovým účinkom.

Dynamická trhacia skúška

Pre dynamické skúšanie oceľových plechov v móde III (trhací mód) bola navrhnutá nová metodika (dynamická trhacia skúška) pomocou Charpyho kladiva, ktorou bola stanovená celková spotrebovaná energia. Celková energia pri dynamickej trhacej skúške sa rozkladá do troch zložiek: energia na ohyb, energia na trhanie a energia na lom, ktorých podiel bol experimentálne stanovený.

Skúšobné telesá pre dynamickú trhaciu skúšku (TTS) boli navrhnuté v troch rozmerových variantoch ($B=15\text{ mm}$, $B=25\text{ mm}$ a $B=35\text{ mm}$). Experimentálne bolo dokázané, že najvhodnejšie sú TTS so šírkou $B=35\text{ mm}$, kde trhanie nastalo takmer u všetkých skúšobných telies (okrem 1400M T).

Pre oceľ DP1000 bol sledovaný vplyv vrubu na celkovú spotrebovanú energiu. Spotrebovaná energia pre TTS s vrubom je o 15% nižšia ako pre TTS bez vrubu. Vplyv smeru valcovania na celkovú spotrebovanú energiu pri dynamickej trhacej skúške nebol pozorovaný, pretože k trhaniu dochádzalo pod cca 45° uhlom.

Energia na trhanie tvorí najväčšiu časť z celkovej spotrebovanej energie, pričom pre TTS bez vrubu ocele DP1000 sa na trhanie spotrebuje 239 J (15 J/mm) a u ocele 1400M sa spotrebuje 186 J (13 J/mm). Percentuálny podiel zložiek energie $w_{\text{trhanie}}/w_{\text{ohyb}}/w_{\text{lom}}$ u ocele DP1000 L je 82/11/7 a u ocele 1400M L je 61/30/9.

13 PRÍNOS PRÁCE

Hodnotenie lokálnych deformácií vysokopevných oceľových plechov a zavedenie nového parametra lokalizácie deformácie – PLD, ktorý charakterizuje veľkosť a šírku lokalizovanej deformácie.

V práci bola navrhnutá nová metodika skúšania oceľových plechov v móde III (trhací mód) – dynamická trhacia skúška použitím Charpyho kladiva.

Zoznam použitej literatúry

- [1] VLK, F. Karosérie motorových vozidel. Brno: 2000, p. 243
- [2] AMBUR, D. – JAUNKY, N. – LAWSON, R. et al. Numerical simulations for high-energy impact of thin plates, In. International Journal of Impact Engineering, 2001, Vol. 25, Issue 7, p. 683-702
- [3] DIAS, E. – HORIMOT, L. Microstructural Characterization of CP Steel Used in Automotive Industry. In. Materials Science Forum. 2014, Vol. 775 – 776. p. 141-145
- [4] SPIŠÁK, E.- GREŠKOVIČ, F. - SLOTA, J. Špeciálne technológie v automobilovej výrobe. 1.vyd – Košice, TU, Sjf, 2006, p. 119
- [5] KVAČKAJ, T. Výskum progresívnej ocele nielen pre automobilový priemysel. In *Strojárstvo*, Vol. 5,6/2006, p. 12-13
- [6] COOMAN De C.B. - SPEER G. J. Microstructure-Properties Relationships in Quench and Partition (Q&P) Steel: Implications for Automotive Anti-Intrusion Applications, ICASS 2006, Gyeongju
- [7] Worldautosteel.org.: Steel types. [online] [cit. 2013-10-06]. Dostupné na internete: <<http://www.worldautosteel.org/steel-basics/steel-types/>>
- [8] ŠTEFAN, B. - ŠLESÁR, M. Fyzikálno-metalurgické koncepcie moderných hlbokoľahných ocelí valcovaných za studena. In *Oceľové plechy*, Vol. 19, 1992, p. 3-10
- [9] TAKAHASHI, M. – UENISHI, A. et al. Advanced High Strength Steels for Automobile Body Structures. In. Materials Science Forum. Vol. 539-543, 2007. p. 4386-4390
- [10] ZIEGELHEIMOVÁ, J. The Mechanical Characteristic of New Developed Steel Sheets, Dissertation, ČVUT Praha: 2003
- [11] GUTIERREZ-URRUTIA, I. - ZAEFFERER, S. - RAABE, D. Interface-related micromechanics in TWIP steel. [online prezentácia]. 2009 [cit. 2013-09-30] Dostupné na internete: <<http://www.slideshare.net/dierk.raabe/dierk-raabe-t-w-i-p-steel-2009-m-s-t>>
- [12] FROMMEYER, G. - BRUX, U. - NEUMANN, P. Supra-Ductile and High-Strength Manganese-TRIP/TWIP. Steels for High Energy Absorption Purposes. In *ISI International*, Vol. 43, 2003, No. 3, p. 438 – 446
- [13] Autosteel.org. AHSS 101: Evolving Use of Advanced High-Strength Steels for Automotive Applications. [online]. [cit. 2012-01-18]. Dostupné na internete: <<http://www.autosteel.org/en/sitecore/content/Global/Document%20Types/News/2012/Auto%20-%20GDIS%20AHSS%20101%20Release.aspx>>
- [14] BLECK, W. - BRUHL, S. - GERBER, T. Bake-hardening properties of TRIP and Dual-Phase steels. In. *Steel. Future for the automotive industry*. 2005, p. 489

-
- [15] DeARDO, A. - GARCIA, I. New Ultra-Low Carbon High Strength Steels with Improved Bake Hardenability for Enhanced Stretch Formability and Dent Resistance. University of Pittsburg, 2003.
- [16] New class of steel. Nanosteel. [online] [cit. 2013-10-06]. Dostupné na internete: <<http://www.nanosteelco.com/markets/automotive/new-class-of-steel>>
- [17] Pevnostní materiály v karosérii [online prezentácia] [cit. 2012-05-20] Dostupné na internete: <http://www.ksp.tul.cz/cz/kpt/obsah/vyuka/stud_materialy/mtk/MTK3.pdf>
- [18] HORNUNG, M. – HAJJ, M. Structural Bonding for Lightweight Construction. In. Materials Science Forum. 2009, Vol. 618 – 619. p. 49-56
- [19] Aktívna bezpečnosť. [online] [cit. 2011-04-03] Dostupné na internete: <<http://sk.autolexicon.net/articles/aktivna-bezpecnost>>
- [20] Pasívna bezpečnosť. [online] [cit. 2012-08-06] Dostupné na internete: https://www.fordservice.cz/data/ND_kampan/Expert.pdf
- [21] Bezpečnostné prvky vozidla a pasažierov. [online] [cit. 2011-09-12] <<http://www.becep.sk/index.php/prevenicia/bezpenost-vodicov-a-pasažierov/bezpenostne-prvky-vozidla>>
- [22] SPERLE, J. - LUNDH, H. Strength and Crash Resistance of Structural Members in High Strength Dual Phase Steel Sheet. In. Skandinavian Journal of Metallurgy, Vol. 13, 1984
- [23] CORNETTE, D. – HOURMAN, T. - HUDIN O. et. al. High Strength Steels for Automotive Safety Parts. In SAE. Technical Paper, 2001
- [24] TAKITA, M. - OHASHI, H. Application of high-strength steel sheet for automobiles in Japan, International steelmaking Conference, Paris: 2000
- [25] SPERLE, J. - OLSSON, K. High Strength Automotive Sheet Steels for Weight Reduction and Safety Applications. SSAB Tunnplat AB, Borlange, Sweeden. High Strength Steels for Automotive Symposium Proceedings. 1994, p. 65-77
- [26] QING-FEN, L. et al. Numerical Simulation of Automotive Crash-box subjected to Low Velocity Frontal Impac, In Key Engineering Materials. 2009, Vol. 417-418, p. 17-20
- [27] GRIŠKEVICIUS, P. - ŽILIUKAS, A. The crash energy absorbtion of the vehicles front structure: In Trnasport. 2003, Vol. 18, No 2, p. 97-101
- [28] MIZUNO, K. – WANI, K. et al. Vehicle crashworthiness in full and offset frontal impact tests. In. The Society of Automotive Engineers of Japan. 2003, Vol. 24, Issue 2, p.173–181
- [29] MATSUI, Y., et al. Investigation for New Side Impact Test Procedure in Japan. 18th ESV. 2003, p. 328
- [30] KUNZ, J. Aplikovaná lomová mechanika. 4. přeprac. vyd. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2005, 1991. p. 272
-

-
- [31] SKOČOVSKÝ, P. – BOKŮVKA, O. - KONEČNÁ, R. – TILLOVÁ, E. Náuka o materiáli pre odbory strojnícke, ŽU Žilina, 2006
- [32] VELES, P. Mechanické vlastnosti a skúšanie materiálov, ALFA Bratislava, 1989, p. 401
- [33] VLK, M. - FLORIAN, Z. Mezní stavy a spolehlivost, Brno: 2007, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství
- [34] ANDERSON, T. L. Fracture Mechanics - Fundamental and Applications – 3rd Edition, CRC Press Inc., 1995
- [35] KUČERA, J. Úvod do mechaniky lomu. Nestabilní lom ocelových těles při statickém a dynamickém zatížení, Ostrava, 2006, p. 290
- [36] IRWIN, G. R. Fracture Transition For a crack Traversing a Plate. In J. Basic Engineering. Vol. 82, ASME, 1960, p. 417-425
- [37] DOLEŽAL, P. – PASCAL, B. Hodnocení mikrotvrdosti struktur materialu. Vysoké učení technické v Brně, fakulta strojního inženýrství, ústav materiálových věd a inženýrství. [online] [cit. 2013 - 02 - 07]. Dostupné na internete: <<http://ime.fme.vutbr.cz>>
- [38] FISCHER-CRIPPS, A. C. Nanoindentation, Second ed. Lindfield: Springer, 2011. p. 263
- [39] BLÁHOVÁ, O. - SAVKOVÁ, J. Nanoindentačné merania tenkých vrstiev- princípy, metódy, vplyvy [online]. 2006 [cit. 2013-10-14]. Dostupné na internete: <http://www.kme.zcu.cz/download/seminar/savkova_nanoindentace_25_10_2006.pdf>
- [40] JINXU L. - TAKAHITO O. - KANEAKI T. Evaluation of Grain Boundary Effect on Strength of Fe–C Low Alloy Martensitic Steels by Nanoindentation Technique. In Materials Transactions, Vol. 46, No. 6, 2005, p. 1301
- [41] HERNANDEZ, V. H. B. - PANDA, S. K. et al. Nanoindentation and microstructure analysis of resistance spot welded dual phase steel. Vol. 64, Issue 2, 2010, p. 207–210
- [42] DELINCE, M. - JACQUES, P.J. - PARDOEN, T. Separation of size-dependent strengthening contributions in fine-grained Dual Phase steels by nanoindentation. In Acta materialia 54, 2006, p. 3395–3404
- [43] ZHANG, L. - OHMURA, T. - TSUZAKI, K. Application of Nanoindentation Technique in Martensitic Structures, In Nanoindentation in Materials Science, 2012 Dostupné na internete: <<http://www.intechopen.com/books/nanoindentation-in-materials-science/application-of-nanoindentation-technique-in-martensitic-structures>>
- [44] STN EN 10002-1:2002-11: Kovové materiály. Skúška ťahom. 1. časť: Skúška ťahom pri teplote okolia. Triediaci znak 42 0310
- [45] AMBRIŠKO, L. Odolnosť tenkých ocelových plechov voči stabilnému rastu trhlín. Košice, 2011. Dizertačná práca. Technická univerzita v Košiciach, Hutnícka fakulta, Katedra náuky o materiáloch
-

-
- [46] PEŠEK, L. Možnosti videoextenzometrie pri analýze lokálnych deformácií a aplikáci a na tenké oceľové plechy. In: Lokální mechanické vlastnosti 2006 - Možnosti aplikace výsledků měření. Plzeň – Nečtiny: 2006, p.116-125
- [47] LeBLANC, M. M. et al. Experimental Techniques. Vol. 30, 2006. p. 13–61
- [48] PETERS, W. H. – RANSON, W. F. R. Digital imaging techniques in experimental stress analysis, In Optical Engineering. Vol. 21, 1982, No. 3, p. 427–431
- [49] ARAMIS. Uživatelská příručka ARAMIS v 6.1 a vyšší [software]. GmbH. Nemecko
- [50] SSAB and Uddeholm Tooling Solutions for Advanced High Strength Steels, 2008
- [51] DYKEMAN, J. Material Property and Formability Characterization of Various Types of High Strength Dual Phase Steel. In SAE Technical Paper, 2009
- [52] DVOŘÁK, M. et al. Technologie II. Brno: CERM, 2001. p. 238.
- [53] SUNG, J. et al. Forming of Advanced High Strength Steel, CPF Report, 2007
- [54] YAN, B. Progresses and Challenges in Forming AHSS, Workshop on Forming of AHSS, The Ohio State University, Columbus, OHIO, 2009
- [55] Ohýbanie vysokopevných oceľových plechov [online]. [cit. 2012-02-02] Dostupné na internete: <<http://www.winfa.sk/sk/oteruvzdorne-vysokopevne-ocle/ohybanie-strihanie>>
- [56] World Steel Association, Advanced High Strength Steels Application Guidelines, Version 4.1, June 2009
- [57] WAGONER, R. H. – KIM, J. H. – SUNG, J.H. Formability of advanced high strength steels. In International Journal of Material Forming, Vol. 2. 2009, p. 359-362
- [58] MORI, K. – AKITA, K. – ABE, Y. Springback behaviour in bending of ultra-high-strength steel sheets using. In. International journal of machine tools & manufacture. Vol. 47, 2007, No. 2, p. 321-325
- [59] BOLLINGHAUSE, T. – BLECK, W. Determination of Crash-Relevant Material Properties by Dynamic Tensile Tests", 44th MWSP Conference Proceedings, 2002, p. 483-491
- [60] BORSUTZKI, M. - CORNETTE D. – et. al. Recommendations for Dynamic Tensile Testing of Sheet Steels. International Iron and Steel Institute, 2005, Ed Opbroek
- [61] NIECHAJOWICZ, A. - TOBOTA, A. Application of flywheel machine for sheet metal dynamic tensile tests. In. Archives of civil and mechanical engineering. 2008, Vol. 8, No. 2. p. 129-137
- [62] AKOURRI, O. – LOUAH, M. – KIFANI, A. et al. The effect of notch radius on fracture toughness J_{1c}. In Engineering Fracture Mechanics. Vol. 65, 2000. p. 491–505
- [63] CHAO, Y. J. - WARD, J. D. - SANDS, R. G. Fracture Toughness and Ductile-brittle Transition Temperature of Dual Phase 590 Steel. Charpy Impact Energy, In. Materials and Design, 2005
- [64] HELLER, T. - REIP C. P. - SONNE H. - M. Toughness Properties of Hot- and Cold-Rolled Multiphase Steels. Munich: 2000, ThyssenKrupp Stahl AG.31
-

-
- [65] BAYRAM, A. - UGUZ, A. - ULA, M (1999). Effects of Microstructure and Notches on the Mechanical Properties of Dual-Phase Steels. In *Materials Characterization*, Vol. 43, No. 4, p.259-269
- [66] KURISHITA, H. - KAYANO, H. et al. Current Status of Small Specimen Technology in Charpy Impact Testing. In *Journal of Nuclear Materials*. Vol. 212-215, 1994, p. 1682-1687
- [67] WALLIN, K. Upper Shelf Energy Normalisation For Sub-sized Charpy-V Specimens. In *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Vol. 78, 2001, p. 467-470
- [68] ONO, H. - KASADA. R. - KIMURA. A. Specimen Size Effectson Fracture Toughness of JL-1 Reduced-activation Ferritic Steel. In *Journal of Nuclear Materials*. Vol. 329-333, 2004. p. 1117-1121
- [69] MAI, Y. W. – COTTERELL, B. The essential work for tearing of ductile metals. In *International Journal of Fracture*. Vol. 24, 1984. p. 229–318
- [70] MUSCAT-FENECH, C. M. - ATKINS A.G. Elastoplastic trouser tear testing of sheet materials. In *International Journal of Fracture*. Vol. 69-80, 1994. p. 69
- [71] LANDKROFT, B. – GOLDSMITH, W. Petalling of thin metallic plates during penetration by cylindro-conical projectiles. In *International Journal of Solids Structures*. Vol. 21, 1985. No. 3, p. 245–266
- [72] MOHAMMADI, R. - MAHMUDI, R. Ductile tearing energy of sheet metals determined by the multiple tensile testing (MTT) method, In. *International Journal of Plasticity*. Vol. 71, 2001. p. 1551–1562.
- [73] MOROZOV, E. M. – SAPUNOV, V. T. Fracture Toughness of Thin-Sheet Materials in the Process of Ductile Tear. In *Materials Science*, Vol. 37, 2001, No. 2, p. 272-277
- [74] ABERKANE, M. – OUIBRAHIM, A. – PLUVINAGE, G. – AZARIA, Z. Static and Dynamic Tearing of Thin Steel Sheets. In *Strength of Materials*, Vol. 35, 2003, No. 4, p.353-367
- [75] Technický list, verze 11/2008, sktrukturální lepidlo, SikaPower 490
- [76] Technical datasheet, Crashresistant structural adhesive, BETAMATE 1040S
- [77] WOLF, S. J. – CHENG C. et al. Adhesive bonding performance of GA coated 590 MPa tensile strength steels. In. *Society of automotive engineers. World Congress*. New York, 2011
- [78] HOSFORD. W. F. *Mechanical behaviour of material*. Cambridge University press New York: 2005, p. 425
- [79] RUSINEK, A. – CHEIGUENE, A. et al. Dynamic behavior of high-strength sheet steel in dynamic tension: Experimental and numerical analyses, In. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. 2008, Vol. 43, p. 37
-

Prílohy

Príloha A: CD médium – dizertačná práca v elektronickej podobe

14 Prehľad publikácií doktoranda

- 1) HLEBOVÁ, S. and PEŠEK, L. Effect of technological conditions of production on final mechanical properties and microstructure tin mill sheets. In. Acta Metallurgica Slovaca. Vol.16, 2010, No.1 p.326-329
- 2) AMBRIŠKO, L., PEŠEK, L., and HLEBOVÁ, S. Determination of plastic zone by UCI technique on thin steel sheets. In. Chemické listy. Vol.104, 2010, No.15 (special issue), p.287-290
- 3) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L., and AMBRIŠKO, L. Energy analysis of automotive steels under static loading. In. Zborník prednášok z konferencie Deň doktorandov hutníckej fakulty Metalurgia junior 2010, Košice. 2010, p.119-122
- 4) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L., and AMBRIŠKO, L. Energy balance of deep-drawing steels under static loading conditions. In. Acta Metallurgica Slovaca. Vol.16, 2010, No.1, p.330-333
- 5) SOPKO, M., NIŽNÍK, Š., RUSKA, M., and HLEBOVÁ, S. Influence of chemical composition on the recrystallization kinetics of rephosphorized IF steel. In. Zborník prednášok z konferencie Deň doktorandov hutníckej fakulty Metalurgia junior 2010, Košice. 2010, p.147-150
- 6) HLEBOVÁ, S., SLOTA, J., PEŠEK, L., and LOUDA, P. Vplyv technologických podmienok výroby na výsledné mechanické vlastnosti a mikroštruktúru obalových plechov. In. SEMDOK 2010 15th International of PhD students' seminar, Žilina: University of Žilina, 2010, p.136-139
- 7) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, S., and KANDRA, T. Comparison of deformation characteristics of the steel sheet in local and global area by the static loading using videoextensometry. In. Chemické listy. Vol.105, 2011, Vo.16 (special issue), p.577-579
- 8) HLEBOVÁ, S., and PEŠEK, L. Energy absorption of high strength steel sheets under crash. In. Metallurgia Junior 2011. Košice: Faculty of Metallurgy, 2011, p.187-190
- 9) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L., and KANDRA, T. Deformation Characteristics of the Tensile Specimens of Steel Sheet in Local and Global Area Using

-
- Videoextensometry. In. Hutnické listy - Testing, Measurement, Laboratory Methods, Vol. 65 (2012), No. 3, p. 14-18
- 10) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L. Kinetics of tearing process of thin steel sheets under static loading. In. Hutnické listy - Testing, Measurement, Laboratory Methods, Vol. 65 (2012), No. 3, p. 19-22
- 11) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L., AMBRIŠKO, L. Strain measurement in local volume by non-contact videoextensometric technique on ultra high strength steels. In. Key engineering materials. Vol. 586 (2014), p. 129-131
- 12) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L. Kinetics of tearing process and deformation in mode I, III. In. Metalurgia Junior 2012, Faculty of metallurgy PhD student's day, 22-23. May 2012, p. 32-36
- 13) HLEBOVÁ, S., PEŠEK, L. Notch toughness of thin UHSS steel sheets. In. Metalurgia Junior 2013, Faculty of metallurgy PhD student's day, 22-23. May 2013, p. 161-164